

Schmierstofffreies Rundkneten / Trockenrundkneten

Vom Fachbereich Produktionstechnik
der
UNIVERSITÄT BREMEN

zur Erlangung des Grades
Doktor-Ingenieur
genehmigte

Dissertation

von

M.Sc. Marius Herrmann

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Bernd Kuhfuß
Prof. Dr.-Ing. habil. Frank Vollertsen

Tag der mündlichen Prüfung: 29.03.2019

Erklärung

Hiermit versichere ich, dass die Arbeit ohne unerlaubte fremde Hilfe angefertigt wurde, keine anderen als die von mir angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt wurden und dass die den benutzten Werken wörtlich oder inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht wurden.

Bremen, den

Marius Herrmann

Kurzfassung

Im Rahmen dieser Dissertation wird das Rundkneten als Freiformschmiedeverfahren, bei dem üblicherweise große Mengen Schmiermittel eingesetzt werden, untersucht. Die Schmiermittel übernehmen für eine prozesssichere Technologie wichtige Aufgaben. Ziel ist es, den Prozess auf Trockenbearbeitung umzustellen. Zur Ermöglichung des Trockenrundknetens ist es erforderlich, die aktuellen Aufgaben des Schmiermittels, d. h. Schmierung von Maschine und Umformzone, Spülung der Werkzeuge und Kühlung des Prozesses zu trennen und jeweils spezifisch neu zu lösen. Übergeordnete Hypothese der Arbeit zum Trockenrundkneten ist es, durch Werkzeuge mit definierter geometrischer Strukturierung und angepasster Beschichtungstechnik eine trockene Prozessführung zu ermöglichen. Die geometrische Strukturierung soll mehrere Größenskalen umfassen und die Beschichtung als Mehrschichten-System aufgebaut werden. So wird in den verschiedenen Umformzonen am Werkzeug eine optimierte tribologische Bedingung geschaffen. Letztendlich wird gezeigt, dass durch solch ein tribologisch angepasstes funktionalisiertes Werkzeug das Trockenrundkneten von Stahl- und Aluminiumwerkstoffen ermöglicht wird.

Schlüsselwörter: inkrementelle Massivumformung, Werkzeugbeschichtung, Werkzeugstrukturierung

Inhaltsverzeichnis

Symbole und Abkürzungen	VI
Präambel	VIII
1 Einleitung	1
2 Stand des Wissens und Zielsetzung	3
2.1 Trockenbearbeitung	3
2.2 Rundkneten	7
2.3 Zielsetzung	12
3 Modellierung und Simulation	13
3.1 Modellbildung	14
3.2 Simulation	17
4 Versuchsaufbau	27
4.1 Versuchsanlage Rundkneten	27
4.2 Messtechnische Geräte	29
4.3 Versuchsplanung	30
5 Experimentelle Untersuchung	33
5.1 Konventionelle Werkzeuge	33
5.2 Beschichtete Werkzeuge	46
5.3 Strukturierte Werkzeuge	59
5.4 Strukturiert und beschichtete Werkzeuge	70
6 Warmrundkneten	81
7 Zusammenfassung	89
8 Ausblick	92
9 Literaturverzeichnis	99

Symbole und Abkürzungen

Lateinische Formelzeichen

A	Amplitude (μm)
A_B	Bruchdehnung (%)
d_0	initialer Werkstückdurchmesser (mm)
d_1	finaler Werkstückdurchmesser (mm)
d_{nom}	Zioldurchmesser, nominaler Durchmesser des Werkzeugsatzes (mm)
D_S	Dicke der Zwischenplatten (mm)
F_A	axiale Prozesskraft (N)
F_f	Vorschubkraft (N)
F_{Norm}	normierte Prozesskraft (-)
F_{NormA}	normierte axiale Prozesskraft (-)
F_{NormR}	normierte radiale Prozesskraft (-)
F_R	radiale Prozesskraft (N)
f_{st}	Schlagfrequenz (Hz)
F_x	axialer Ersatzkraftwert (-)
H	Gesamthöhe (mm)
h_s	Stufenhöhe (mm)
h_t	Werkzeughubhöhe (mm)
k	Verschleißkoeffizient (mm^3/Nm)
L	Gesamtlänge (mm)
L_0	Anfangsmesslänge Zugprobe (mm)
l_0	initiale Werkstücklänge (mm)
l_1	finale Werkstücklänge (mm)
l_{cal}	Länge des Kalibrierbereichs der Werkzeuge (mm)
l_s	Stufenlänge (mm)
L_u	Endmesslänge Zugprobe (mm)
N	Rotationen des Werkstücks (#)
n_s	Stufenanzahl (#)
PEEQ	plastische Vergleichsdehnung (%)
$Q^n_{\text{C}_2\text{H}_2}$	Acetylen-Durchfluss (cm^3/min)
R_0	Nennwiderstand (Ω)
r_0	initialer Werkstückradius (mm)
r_1	finaler Werkstückradius (mm)
R_e	Streckgrenze (MPa)
R_m	Zugfestigkeit (MPa)
r_{nom}	Zielradius, nominaler Radius des Werkzeugsatzes (mm)
RONt	Rundheitsabweichung (μm)
r_s	Stufenradius (mm)
r_{WZ}	Übergangsradius der Werkzeugzonen (mm)
S	Strukturwert (μm)
S_0	Anfangsquerschnitt Zugprobe (mm^2)
s_0	initiale Werkstückwandstärke (mm)
s_1	finale Werkstückwandstärke (mm)

Sa	Flächenrauheitswert (μm)
S _u	Endquerschnitt Zugprobe (mm^2)
T ₁	Beginn der Umformung (s)
T ₂	Ende der Umformung (s)
T ₃	Ende des gesamten Prozesses (s)
v	Geschwindigkeit (mm/min)
v _f	axiale Vorschubgeschwindigkeit (mm/min)
v _{st}	Vorschub pro Schlag (mm)
\bar{v}_{Werk}	mittlere Fließgeschwindigkeit des Werkstoffs (mm/min)
Z	Brucheinschnürung Zugprobe (%)
z	Vorschublänge (mm)

Griechische Formelzeichen

α	Werkzeugwinkel ($^\circ$)
β	erster Strukturwinkel ($^\circ$)
γ	zweiter Strukturwinkel ($^\circ$)
λ	Wellenlänge (mm)
Δz	Wegabweichung (mm)
ΔL	Längendifferenz des Werkstücks nach und vor der Umformung (mm)
μ	Reibwert (-)
σ	Zugspannung (N/mm^2)

Abkürzungen

2D	zweidimensional
3D	dreidimensional
a-C:H	wasserstoffhaltige amorphe Kohlenstoffschichten
$\alpha\text{-Fe}_2\text{O}_3$	Alpha-Eisen(III)-oxid
CO ₂	Kohlenstoffdioxid
CVD	chemische Gasphasenabscheidung (chemical vapour deposition)
DLC	amorphe Kohlenstoffschichten (diamond like carbon)
DMS	Dehnungsmessstreifen
HRC	Härte nach Rockwell, der Skala C
LSC	Kreis der kleinsten Quadrate (least squares circle)
PT100	Platin-Messwiderstand ($R_0 = 100 \, \Omega$ bei $0 \, ^\circ\text{C}$)
PT-1	erster Platin- Messwiderstand
PT-2	zweiter Platin- Messwiderstand
PVD	physikalische Gasphasenabscheidung (physical vapour deposition)
SAM	selbstorganisierende Monoschicht (self-assembled monolayer)
Ta-C	tetraedrische wasserstofffreie amorphe Kohlenstoffschichten
UFG	ultra-feinkörniges Gefüge
WC-Co	Wolframcarbid-Kobalt

Präambel

Die vorliegende Dissertation ist im Rahmen des Schwerpunktprogramm SPP 1676 "Trockenumformen - Nachhaltige Produktion durch Trockenbearbeitung in der Umformtechnik" im Projekt „TRUK - Potenziale des Trockenrundknetens“ entstanden. Die Bearbeitung des Projektes erfolgte in einem Dreier-Konsortium, bestehend aus Beschichtungstechnik, Fertigungstechnik und Umformtechnik. Die Beschichtungstechnik, das heißt die Entwicklung und Charakterisierung der Schicht erfolgte am „Leibniz-Institut für Werkstofforientierte Technologien“ in der Abteilung Oberflächentechnik. Die Fertigungstechnik, das heißt die Erprobung der Strukturen sowie die Fertigung der Werkzeuge wurde von der Abteilung Hochpräzisionstechnik des „Leibniz-Institut für Werkstofforientierte Technologien“ vorgenommen. Am Bremer Institut für Strukturmechanik und Produktionsanlagen erfolgte neben der Prozesssimulation die Werkzeug- und Prozessauslegung sowie Werkzeug- und Prozesserprobung.

Ich möchte mich bei Prof. Dr.-Ing. Bernd Kuhfuß bedanken, dass er mir ermöglichte, in seinem Institut am Umformprozess Rundkneten zu forschen und auch zu promovieren. Seine Betreuung und Unterstützung dieser Arbeit, als auch seine Hinweise und seine Anregungen waren hilfreich für meine persönliche Weiterentwicklung und für die Bearbeitung und Erstellung meiner Dissertation. Ebenfalls bedanken möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Frank Vollertsen für die Bereitschaft als Zweitgutachter zur Verfügung zu stehen sowie bei Frau Prof. Dr.-Ing. Maren Petersen für den Vorsitz der Prüfungskommission. Auch möchte ich den weiteren Mitgliedern der Prüfungskommission danken, Dr.-Ing. Oltmann Riemer, Svetlana Ortman-Ishkina und Thomas Gross.

Weiterhin möchte ich mich ganz herzlicher bei meinen Kolleginnen und Kollegen des Instituts und des Schwerpunktprogramms SPP 1676 bedanken. Besonderen Dank geht an dieser Stelle an Florian Böhmermann und Henning Hasselbruch, welche mit mir das DFG-Projekt bearbeitet haben und mir fachlich und menschlich immer zur Seite standen. Auch will ich mich bei Herrn Dr.-Ing. Christian Schenck bedanke, für die Unterstützung, die fachlichen Diskussionen und seine konstruktiven Anregungen.

Ein weiterer Dank gilt allen studentischen Mitarbeitern, die mich bei der Versuchsdurchführung und Auswertung unterstützt haben sowie den Studenten, welche mit studentischen Arbeiten zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen haben.

Ein weiterer großer Dank gilt an dieser Stelle meinen Eltern, die mir ein Studium ermöglicht haben und mich auf meinem gesamten Lebensweg unterstützt hat.

1 Einleitung

Rundkneten gehört zu den Freiformschmiedeverfahren und ist ein inkrementelles Massivumformverfahren. Dies bedeutet, dass die Umformung des Halbzeuges in vielen kleinen Schritten erfolgt. Dieses Umformverfahren kommt unter anderem in der Automobilindustrie zum Einsatz. Ein Beispiel ist die Herstellung von Leichtbaukomponenten, wie z.B. Achswellen, Ausgleichswellen und Lenkspindeln aus rohrförmigen Halbzeugen. Durch die Kaltverfestigung des umgeformten Werkstoffs weisen die gefertigten Bauteile vorteilhafte Eigenschaften auf. Weiterhin ist eine flexible Anpassung der Bauteilwandstärke für die bestmögliche Werkstoffausnutzung möglich. Neben dem sich somit ergebenden Potenzial der Herstellung von Leichtbaukomponenten leistet das Rundkneten einen Beitrag zur nachhaltigen und ressourceneffizienten Produktionstechnik, gegenwärtig allerdings noch mit einer großen Menge an Schmiermittel. Das auf Mineralölbasis eingesetzte Schmiermittel übernimmt wichtige Aufgaben um eine prozesssichere Technologie zu gewährleisten, wie beispielsweise Reduzierung der Reibung, Schmierung, Schutz vor Verschleiß, Kühlung und Ausspülen von Werkstückabrieb.

Durch den Einsatz von Schmiermittel ergeben sich ökologische und ökonomische Nachteile. Der Verzicht auf Schmiermittel führt einerseits zur Reduktion von Kosten und andererseits zu geringer Umweltbelastung. Weiterhin fallen Arbeitsschritte wie das Reinigen der Halbzeuge weg, verschlepptes Schmiermittel muss nicht mehr ersetzt werden und auch das Maschinenkonzept wird vereinfacht: Es ist keine Schmiermittelzufuhr, Abführung und Aufbereitung erforderlich.

Im Rahmen dieser Arbeit soll das Rundkneten auf die Trockenbearbeitung ausgelegt und geprüft werden. Dazu müssen Möglichkeiten untersucht werden, die aktuellen Aufgaben des Schmiermittels zu isolieren und jeweils spezifisch zu lösen. Der Kerngedanke des Lösungsansatzes ist der Einsatz eines Werkzeugsatzes mit angepasster Beschichtungstechnik und definierter geometrischer Strukturierung. Die resultierende Hartstoffbeschichtung wird als Mehrschicht-System aufgebaut und soll sowohl die Reibung reduzieren, als auch das Werkzeug und Werkstück vor erhöhtem Verschleiß schützen. Eine verringerte Reibung beim Rundkneten, speziell in der Reduzierzone der Werkzeuge, mündet in einer erhöhten axialen Prozesskraft, welche allerdings ab einem zu großen Betrag den Prozess negativ beeinflusst und sogar bis zum Prozessabbruch führen kann. Aus diesem Grund wird schon beim konventionellen Rundkneten eine thermisch aufgespritzte Wolframcarbid-Kobalt-Schicht zur Reibungserhöhung genutzt. Im Einsatz beim Rundkneten ohne Schmiermittel würde sich diese Beschichtung, durch die fehlende Spülwirkung des Schmiermittels mit Abriebpartikeln zusetzen und somit ihre Funktion verlieren. Ein alternativer Ansatz zur Erhöhung der Reibung in der Reduzierzone der Werkzeuge ist eine geometrisch deterministische Strukturierung, welche weniger anfällig für Abriebpartikel ist. Die Auslegung einer solchen Struktur erfolgt mit Hilfe von Simulationen auf Basis der Finiten Elemente Methode.

Der Nachweis der These, dass durch die genannten Maßnahmen - wie funktionalisierte Werkzeugbacken - schmiermittelfreies Rundkneten möglich ist, erfolgt durch Rundknetversuche. Dabei wird der tribologische Einfluss auf den Prozess selbst und auch auf das final produzierte Werkstück untersucht. Dazu werden Werkzeugsätze mit nur einer der beiden Funktionalisie-

rungen - Beschichtung beziehungsweise Strukturierung – als auch mit beiden kombiniert, gefertigt und erprobt. Durch mindestens eine Iterationsschleife werden aus den Erkenntnissen der Experimente die Werkzeugfunktionalisierungen weiterentwickelt und getestet. Weiterhin erfolgen die experimentellen Untersuchungen zum Rundkneten ohne Schmiermittel mit zwei unterschiedlichen Werkstückwerkstoffen. Einerseits mit Stahl, da bei diesem Werkstoff speziell die axialen Prozesskräfte eine Herausforderung darstellen und andererseits mit Aluminium, da bei diesem Werkstoff speziell die Werkstückqualität aufgrund der hohen Adhäsionsneigung berücksichtigt werden muss. Letztendlich wird in dieser Arbeit gezeigt, dass durch den Einsatz von Werkzeugfunktionalisierungen Teile der Aufgaben des Schmiermittels übernommen werden und somit das Trockenrundkneten möglich ist.

2 Stand des Wissens und Zielsetzung

In diesem Kapitel wird der Stand des Wissens dargestellt. Beginnend mit dem Stand des Wissens zur Trockenbearbeitung, dessen Vor- beziehungsweise Nachteilen, Ansätzen und Beispielen aus der Forschung wird danach Rundkneten dargestellt. Dabei wird neben dem Prozess auch der Stand der Forschung aufgezeigt, wie zu alternativen Schmiermitteln und auch erste Erkenntnisse zum Trockenrundkneten. Aus den Erörterungen wird zur Zielsetzung der Arbeit hingeführt.

2.1 Trockenbearbeitung

Konventionell kommt in Fertigungsverfahren zur Metallverarbeitung Schmiermittel zum Einsatz. Dieses gewährleistet einen stabilen und sicheren Prozess und erfüllt dabei folgende typische Funktionen [Vol14]:

- Reduzierung der Reibung,
- Kühlung des Prozesses und
- Spülen der Bearbeitungszone.

Sowohl aus ökologischem als auch ökonomischem Interesse ist ein Verzicht auf Schmiermittel lohnend. Die Schmiermittel sind nach dem Einsatz mit Spänen und Abrieb kontaminiert und können deshalb nicht einfach wiederholt eingesetzt werden. Ökologisch gesehen ist die Entsorgung der kontaminierten Schmiermittel schwierig. Gleichzeitig ist die Abtrennung der Verschmutzung aufwändig, außerdem ist eine entsprechende Entsorgung umwelttechnisch bedenklich. Weiterhin ist ein Nachteil der Schmiermittel die unkontrollierte Verschleppung an Teilen mit den gefertigten Werkstücken. Ein weiterer wichtiger Punkt ist die Gesundheitsgefährdung für den Bediener [Vol14]. In der ökonomischen Bilanz der Fertigungstechnik tragen Schmiermittel zu einem hohen Kostenfaktor bei. So fallen allein für das Schmiermittel selbst Kosten für die Beschaffung, Aufbereitung und Entsorgung an. Weiterhin sind Anlagen und Betriebskosten zur Bereitstellung des Schmiermittels erforderlich und schließlich entstehen Kosten zur Reinigung der umgeformten Bauteile, beziehungsweise der Halbzeuge [Rei02].

In der spanenden Fertigung kommen deshalb schon länger Minimalmengenschmierung und sogar Trockenbearbeitung zum Einsatz. Hier seien exemplarisch das Drehen, Schleifen [Wei99], Bohren oder sogar Gewindebohren [Pet99] genannt. Bei der bisherigen Trockenzer-spanung entsteht Staub, der eine gesundheitsgefährdende Herausforderung darstellt [Aru06], begleitet von Wärmeentwicklung in speziell schwer zu spanenden Werkstoffen, welche der fehlenden Kühlwirkung des Schmiermittels [Pri14] zugrunde liegt.

Auch für die umformende Fertigung ist die Trockenbearbeitung immer stärker im Fokus. In der nachhaltigen Betrachtung eines Bauteils werden die allgemeine Auswirkungen von Fertigungsverfahren auf die Umwelt immer wichtiger [Jes08]. Nach Vollertsen ist die Trockenumformung so definiert, dass keine weiteren Reinigungsprozesse für das Halbzeug erforderlich werden und es direkt in nachfolgenden Prozessschritten, wie beispielsweise Wärmebehandlung, Fügen oder Lackieren, weiterverarbeitet werden kann. Die Umformtechnik priorisiert die Funktionen des Schmiermittels anders als die zerspanende Fertigungstechnik. So ist die Reduzierung der Reibung relevanter als die Kühlung und Spülung [Vol14]. Kühlschmiermittel konnten beim

Stanzen von Stahl, bei welchem im trockenen Prozess maximale Temperaturen von 250 °C auftreten, die Wärmeentwicklung nur um 10 % senken [Trö15].

Der in der Trockenbearbeitung wohl am meisten verbreitete Ansatz ist die tribologische Anpassung. Tribologie, oder auch Reibungslehre, ist dabei die wissenschaftliche Beschreibung von Reibung und Reibungskoeffizienten, dem Verschleiß, der Schmierung und das aufeinander Einwirken von in Relativbewegung befindlichen Oberflächen. Erste Veröffentlichungen zu Untersuchungen zum Trockenumformen von Aluminiumblechwerkstoffen entstanden im Jahr 1998. In den Schriften wurde das Potential von reibungsreduzierenden Beschichtungen zur Trockenbearbeitung aufgezeigt. Spezielle Herausforderungen waren damals noch Schichthaftung und Verschleißbeständigkeit [Tau98]. Weitere spätere Untersuchungen von Osakada zeigten, dass speziell die Rauheit der beschichteten Werkzeugoberfläche einen wichtigen Einfluss für Reibung und Verschleiß darstellt [Osa00]. Für die Trockenbearbeitung von Aluminiumbeziehungsweise Stahlwerkstückwerkstoffen in der Umformtechnik sind neuartige angepasste tribologische Bedingungen erforderlich [Bay13].

Für den verbreiteten Ansatz der tribologischen Anpassung zur Trockenbearbeitung kommen, neben dem häufigen Einsatz von Beschichtungen zur Verschleißminimierung [Klo05], auch Mikro- und Makrostrukturierungen zur Kontrolle der Reibung zum Einsatz [Roß15a]. Diese Strukturierungen können sowohl auf dem Werkzeug als auch auf dem zu bearbeitenden Halbzeug zum Einsatz kommen [Mou14a].

Ein weiterer Ansatz zur Trockenbearbeitung in der Umformtechnik sind angepasste Werkzeugwerkstoffe, für die schmiermittelfreie Blechumformung ist es der Einsatz von Keramiken [Kat04]. Auch elektrisch leitfähige Keramiken wurden bereits untersucht, welche somit für die Bearbeitung mittels Verfahren wie Funkenerosion geeignet sind [Tam10]. Aufgrund ihrer guten Reibeigenschaften wird Aluminiumbronze als ein weiterer neuartiger Werkzeugwerkstoff für die Blechumformung eingesetzt [Fre16a]. Aluminiumbronze weist allerdings einen erhöhten Verschleiß auf, wodurch sie, als Matrix dienend, mit Hartpartikel (Wolframschmelzkarbide) unterstützt wird, um eben diesen Verschleiß zu verringern [Fre16b]. Die Hartpartikel werden mittels Laserdispersion eingebracht, wobei die Matrix anschließend mittels Kurzlaserpulsen um den gewünschten Abstand zurückgesetzt wird [Fre17].

Basierend auf der Definition von Vollertsen für Trockenumformung ist auch der Einsatz von flüchtigen Schmiermedien möglich, welche nach der Umformung rückstandslos verschwinden [Sin15]. Somit ist es beim Tiefziehen mit CO₂ als flüchtiges Schmiermittel sogar möglich, das Prozessfenster im Vergleich zum konventionell geschmierten Tiefziehen zu erweitern [Wör18]. Wiederum andere Forscher versuchen, Trockenumformung beim Stanzen zu ermöglichen, indem sie speziell elektrothermisch induzierten Verschleiß verhindern. Hierfür wird der Thermostrom, welcher sich durch die Temperaturentwicklung im Prozess ergibt, neutralisiert [Phi15]. So konnte nachgewiesen werden, dass der Verschleiß deutlich minimiert werden kann, indem durch eine Regelung ein entsprechender Gegenstrom zum Thermostrom angelegt wird [Wel18].

Beschichtung

Für die Trockenbearbeitung werden verschiedenste Beschichtungen untersucht. So kommen beispielsweise Oxidschichten zum Einsatz, welche durch gezielte Wärmebehandlung hergestellt werden [Wul15]. Solche $\alpha\text{-Fe}_2\text{O}_3$ -Schichten weisen sehr gute Verschleißbeständigkeit während des trockenen Tiefziehens von Stahl auf [Yil17]. Außerdem werden für die Trockenbearbeitung von Stahl beim Massivumformen selbstschmierende PVD-Beschichtungen untersucht, welche auf Basis von Chrom-Aluminium-Nitrid basieren [Bob16].

Zur Reduzierung von Reibung und Adhäsion beim schmiermittelfreien Tiefziehen von Werkstoffen wie Aluminiumlegierungen werden auch CVD-Diamantschichten eingesetzt, welche mittels Erodieren nachträglich poliert werden [Küh16]. Ein weiteres Schichtsystem welches zum Trockenumformen von Aluminiumblechen erfolgreich eingesetzt wird, sind ta-C-Schichten (tetraedrische wasserstofffreie amorphe Kohlenstoffschichten) [Wei08]. Dieses Schichtsystem kann durch Laserinterferenzstrukturierung tribologisch angepasst und somit auch zum Trockentiefziehen von Stahl genutzt werden [Kun16].

Für die Umformung von Aluminiumblechen werden allerdings im Vergleich zu ta-C-Schichten häufig amorphe Kohlenstoffschichten (DLC – diamond like carbon) empfohlen [Mer16]. Diese Schichten werden nicht nur zur Bearbeitung von Aluminium sondern auch zum Umformung von Stahlblechen genutzt [Ghi11]. Amorphe Kohlenstoffschichten zeichnen sich durch ihre hohe Härte, sowie ihre geringen Reibwerte aus [Sch08]. Weiterhin sind sie sehr beständig gegen Verschleiß [Erd00]. Ihr Nachteil ist, dass sie eine geringe Schichthaftung und Bruchzähigkeit aufweisen. Mit einer Dotierung von beispielsweise Wolfram kann dem entgegen gearbeitet werden [Che11]. Eine weitere Methode zur Erhöhung der Schichthaftung sind sogenannte Verbinderschichten, welche die Haftung am Substrat und auch die Bruchzähigkeit verbessern können [Web06].

Die genauen tribologischen Bedingungen einer abgeschiedenen amorphen Kohlenstoffschicht hängen von unterschiedlichen Parametern ab [Het14]. So führt eine zuvor polierte Substratoberfläche, auf der die Schicht aufgebracht wird, beim Test gegen Stahlwerkstoffe zu einer weiteren Reduzierung der Reibung und des Verschleißes [Car06]. Zusätzlich sind die gewählten Abscheidungsparameter wie die Targetleistung, bias-Spannung und der Azetylen-Gasstrom von großer Wichtigkeit [Czy12].

Strukturierung

Neben der Beschichtung hat auch die Strukturierung von Werkzeugen und Halbzeugen einen großen Einfluss auf das tribologische Verhalten. So kann durch eine Strukturierung schon im geschmierten Prozess der Reibwert gesenkt werden [Lie15]. Dabei dienen die Strukturierungen zum Beispiel als sogenannte Schmiertaschen [Gra13]. Auch im trockenen Kontakt senken Strukturierungen und auch Texturierungen auf dem Werkzeug den Reibwert [Tem17].

Im Detail beeinflussen Strukturierungen, beziehungsweise geometrisch größere Strukturen, die tribologischen Bedingungen durch die Änderung der im Kontakt befindlichen Oberfläche von Werkzeug und Werkstück und senken oder erhöhen dadurch den Reibwert. Es können nicht nur Reibwerte, sondern auch Umformkräfte kontrolliert werden. Weiterhin können Strukturierungen eingesetzt werden um dem Werkstofffluss im Umformprozess zu steuern [Bro16].

Auch das Texturieren von Oberflächen, d. h. das Erzeugen geometrisch kleinerer Strukturen, führt zu einer starken Senkung des Reibwertes und zusätzlich zu einer deutlichen Verringerung

des Verschleißes [Bat14]. Die genaue Beeinflussung der tribologischen Bedingungen durch Texturieren, beispielsweise durch die Entfernung von Beschichtung mittels Laser zur Beeinflussung der Abdeckung, hängt stark von der Abdeckung ab, das heißt wieviel Oberfläche im Kontakt mit dem Reibpartner ist. So fand Tenner heraus, dass beim Kontakt einer DLC-Schicht mit Stahl eine Überdeckung von 35 % den geringsten Reibwert zur Folge hat [Ten18]. Neben der Erzeugung von Texturen durch Laser werden diese auch durch Walzen [Fra10] oder direkt beim Fräsen eingebracht [Bri10]. Diese Texturen kommen nicht nur auf Werkzeugen, sondern auch auf Halbzeugen zum Einsatz [Klo15]. Bei Untersuchungen zeigte sich, dass die Ausrichtung der Textur im Streifenziehversuch deutliche Unterschiede im tribologischen Verhalten erzeugt [Jäh18].

Tribologie

Tribologie beschreibt die Zusammenhänge zwischen Reibung, Verschleiß und Schmierung. Einen Einfluss auf das tribologische Verhalten hat, wie beschriebene Strukturierungen, die Oberflächengestalt [Jac09]. Neben dieser haben auch Bedingungen, wie die Werkstoffkombination der Reibpartner, einen Einfluss, [Sch14]. Außerdem sind Parameter wie die Flächenpressung [Cai09], Zwischenmedien wie Schmiermittel [Cos07], Temperatur [Neu06], Gleitgeschwindigkeit [Bas07] und die Zeitdauer [Wu04] relevant.

Das tribologische Verhalten kann über zwei verschiedene Methoden erprobt werden: im offenen und geschlossenen Testkreis. Zum offenen Test zählt beispielsweise der Streifenziehversuch, bei welchem immer neuer Gegenkörper-Halbzeugwerkstoff in Eingriff mit dem Prüfkörper kommt [Vol06]. Bei einem geschlossenen Testkreis bleibt der Gegenkörper immer mit dem gleichen Bereich des Prüfkörpers wiederholt in Kontakt, wie beispielsweise beim Stift-Scheibe- [Mak17] oder Kugel-Scheibe-Prüfstand [Son17]. Neben dem ermittelten Reibwert über die Auswertung der Kraft, kann der Verschleiß bestimmt werden, indem der an den Prüfkörpern entstandenen Masseverlust ermittelt wird. Dieser gilt als direktes Maß für den Verschleiß [Gro11].

Trockenbearbeitung in der Massivumformung

Neben der weit verbreiteten Forschung der trockenen Blechumformung, vornehmlich Tiefziehen, haben sich auch einige Forscher mit der trockenen Massivumformung beschäftigt. So wurde beispielsweise das Drahtziehen von Reinaluminium erfolgreich mit Minimalmengenschmierung und sogar trocken mit Hilfe von DLC-beschichteten Werkzeugen durchgeführt [Mur04]. Weiterhin wurde das Verjüngen von Aluminiumstäben, welches speziell die Schwierigkeit der Adhäsionsneigung zeigte, mit Hilfe von polierten Diamantschichten untersucht [Pri18].

Ein weiterer Massivumformprozess, welcher zur Auslegung auf die Trockenbearbeitung untersucht wird, ist das Fließpressen. Auch beim trockenen Fließpressen von Aluminium ist eine der größten Herausforderungen die starke Adhäsionsneigung des Aluminiums zum Werkzeugstahl [Tel17a]. Hingegen sind die Herausforderungen beim trockenen Fließpressen von Stahl die sehr großen Kontaktdrücke [Bob15]. Die großen Kontaktdrücke führen beim Verzicht auf Schmiermittel zu hohen Prozesskräften und extremen tribologischen Bedingungen, wodurch es zur Beschädigung des Werkstücks und zum Versagen des Prozesses kommt [Klo17].

Der Ansatz zur trockenen Aluminiummassivumformung ist eine Kombination aus Beschichtung und Funktionalisierung der Randschicht der Werkzeuge [Tel15]. Bei der Beschichtung handelt es sich um nanotechnologische selbstorganisierende Monoschichten, welche die Reibung [Prü17] sowie die Adhäsionsneigung minimieren [Tel17b]. Die Funktionalisierung geschieht mittels Laserumschmelzstrukturieren, die zusätzlich die Reibung aber hauptsächlich den Verschleiß verringern kann [Roß15b]. Auch beim trockenen Fließpressen von Stahl kommt eine Kombination aus Beschichtung und Strukturierung zum Einsatz, wobei das Werkzeug beschichtet, aber die Strukturierung auf das Halbzeug aufgebracht wird [Klo15]. Bei der angewendeten Werkzeugbeschichtung handelt es sich um eine Chrom-Aluminium-Nitrit-Schicht, welche aufgrund von Molybdändisulfid selbstschmierend ist [Bob17]. Bei der Strukturierung der Halbzeugoberfläche zeigt sich, dass gerändelte Strukturen die beste Unterstützung im Umformprozess bieten [Klo16]. Beschichtung und Strukturierung in Kombination zeigen dann eine deutliche Verringerung der Fließpresskraft, was das Potential für die Trockenbearbeitung aufzeigt [Klo18].

2.2 Rundkneten

Rundkneten ist ein inkrementelles Massivumformverfahren [Kuh13], welches zu Beginn nur als Nischenverfahren eingesetzt wurde. Über den Einzug des Verfahrens in die Industrie zur Herstellung von Brillenbügeln, hat es sich heutzutage besonders in der Automobilindustrie als Herstellungsverfahren für eine Vielzahl an Werkstücken etabliert [Kie03]. Dabei wird es hauptsächlich für rotationssymmetrische Bauteile, wie Lenk-, Antriebs- oder Getriebewellen sowie Kopfstützenbügel, genutzt. Das Verfahren findet auch Anwendung in der Fertigung von Mikrobauteilen [Kuh09a].

Das Umformverfahren wird dem Druckumformen zugeordnet. Dabei zählt es nach DIN 8583 zu den Freiformschmiedeverfahren, was darin begründet ist, dass die Form des Werkstücks nicht an die Form des Werkzeugs gebunden ist [Kie03]. Daraus ergibt sich auch der Vorteil des Rundknetens, dass mit einem einzigen Werkzeugsatz unterschiedliche Werkstücke erzeugt werden können [Her13]. Die Vielfältigkeit resultiert aus dem inkrementellen Charakter des Prozesses, der weiterhin den Vorteil von deutlich niedrigeren Prozesskräften im Vergleich zu herkömmlichen Umformverfahren mit sich bringt [Gro07]. Weitere Vorteile sind die Steigerung von Werkstoffkennwerten aufgrund von Kaltverfestigung, dem Einbringen von Druckeigenspannungen, sowie eines günstigen Faserverlaufs im Werkstück [Hei01]. Weiterhin kann durch das Umformverfahren eine sehr große Formänderung erreicht werden, auch speziell mit schwer umzuformenden Werkstoffen. Es sind alle Metalle mit genügend Restdehnung durch Rundkneten umformbar, von kohlenstoffarmen, hochlegierten und rostfreien Stählen bis hin zu Nichteisen- oder Sintermetallen [Rau92].

Ein zusätzlicher großer Vorteil ist, dass mittels verfahrensbedingter Wandstärkenzunahme, Hohlwellen mit örtlich angepasster Wandstärke hergestellt werden können. Durch die Möglichkeit der Wandstärkenanpassung und dem Vorteil der zusätzlichen Verfestigung des Werkstoffs durch die Kaltformung ergibt sich ein großes Leichtbaupotential für das Rundkneten [Kuh98]. So kann ein Bremsgestänge für die Automobilindustrie als Hohlwelle mit angepasstem Wandstärkenverlauf hergestellt werden, siehe Abbildung 2.1. Das Verfahren ermöglicht sehr enge Toleranzen [Sch84]. Dies führt dazu, dass das Umformverfahren Rundkneten in die Gruppe

der „Near-Net-Shape“-Verfahren zählt. Es bedeutet, dass die produzierten Werkstücke sehr nah an der endgültigen Form sind und wenig bis gar nicht nachgearbeitet werden müssen [Gär99].



Abbildung 2.1: Durch Rundkneten hergestelltes Bremsgestänge mit Schnitt zur Sichtbarmachung des angepassten Wandstärkeverlaufs (Musterteile zur Verfügung gestellt von Felss).

Beim Verfahren des Rundknetens kommt ein Werkzeugsatz aus zwei oder mehr Werkzeugbacken zum Einsatz [Sem96]. Die Werkzeugbacken schlagen dabei simultan auf das Werkstück ein und reduzieren es im Durchmesser. Durch die Rotation der Knetwelle wird die Drucksäule, bestehend aus Werkzeugbacke, Zwischenplatte und Grundbacke um das im Zentrum befindliche Werkstück bewegt, siehe Abbildung 2.2 a). Passieren die mit einer Nocke versehenen Grundbacken, siehe Abbildung 2.2 b), jeweils eine Zylinderrolle, werden alle Drucksäulen um die durch die Nocke definierte Hubhöhe h_T weggebunden ins Zentrum verschoben. Diese erzeugte Bewegung hängt von der Nockenform ab und ist nicht linear. Die Geschwindigkeit der schließenden Werkzeugbacken nimmt bis zum untersten Punkt exponentiell ab.

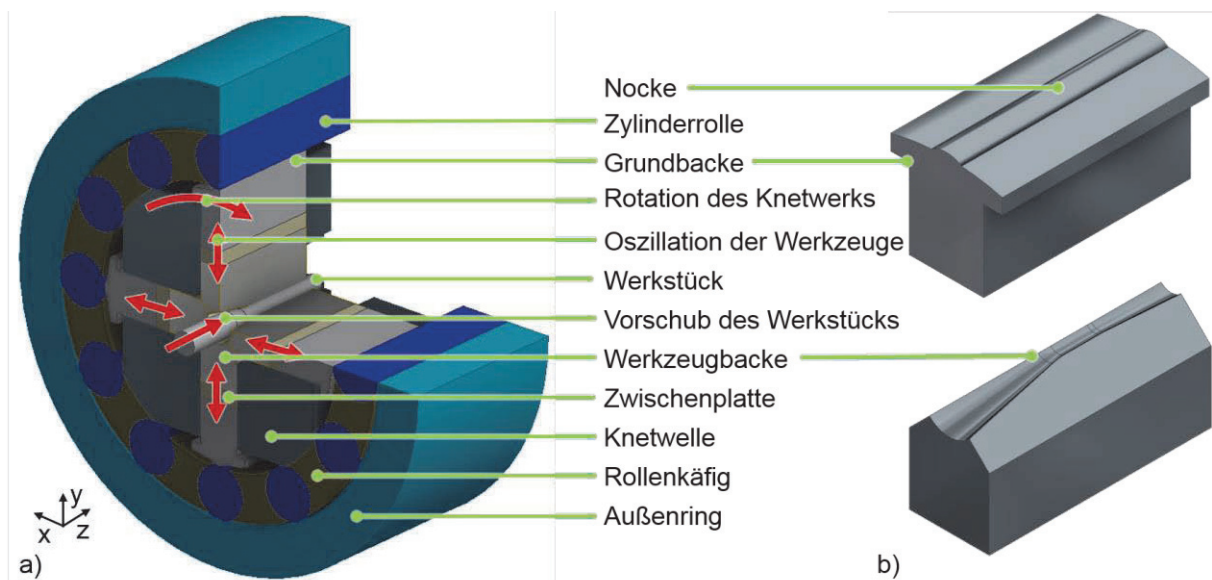


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung; a) des Knetwerks beim Vorschubrundkneten, b) Grund- und Werkzeugbacke.

Die Relativbewegung der Grundbacke zur Zylinderrolle kann dabei über drei Maschinenkonzepte gestaltet werden, definiert als Innen-, Außen- oder Gegenläufer [Hei00]. Die Zylinderrollen stützen sich am Außenring des Knetwerks ab, wodurch beim Passieren der Grundbacken

das Werkstück letztendlich im Durchmesser reduziert wird. Durch ein paralleles Zuführen des Werkstücks wird der Querschnitt über eine gewisse Länge inkrementell verringert [Hau96]. Neben der beschriebenen Variante des Vorschubrundknetens, ist eine weitere Verfahrensvariante das Einstechrundkneten. Dabei wird die Werkzeugbewegung zusätzlich mit einer radialen Zustellung überlagert, indem Keile zwischen die Werkzeug- und Grundbacke geschoben werden. Dadurch kommt es bei einem still stehenden Werkstück zu einer lokalen Reduzierung des Querschnitts [Krü96]. In beiden Verfahrensvarianten ist es zusätzlich möglich beim Bearbeiten von Hohlwellen einen Dorn zu nutzen. Dieser dient dazu die innere Geometrie, teilweise auch besondere Innenformen, zu definieren [Uhl67].

Eine Werkzeugbacke, wie sie für das Vorschubrundkneten eingesetzt wird, ist mit ihren einzelnen Zonen exemplarisch in Abbildung 2.3 dargestellt. In die Reduzierzone der Werkzeugbacke wird das Werkstück zugeführt, wobei die Formgebung hauptsächlich in der Umformzone geschieht. Hier weist die Werkzeugbacke einen Reduzierwinkel α auf, der üblicherweise zwischen 5° und 15° liegt [Gär99]. Mit einem Übergangsradius geht die Reduzierzone in die Kalibrierzone über, in der die finale Geometrie erzeugt wird. Mit einem zweiten Übergangsradius wird die Kalibrierzone in die Auslaufzone der Werkzeugbacke geführt.

Der Prozess Vorschubrundkneten kann in fünf Phasen unterteilt werden. Die ersten beiden beschreiben das Zuführen des Werkstücks in die Reduzier- beziehungsweise Kalibrierzone. Die dritte Phase ist die sogenannte stabile Phase, bei welcher der Werkzeugsatz im konstanten und vollständigen Eingriff ist. Ist die Vorschubbewegung beendet, beginnt die vierte Phase bei welcher das Werkstück still steht die Werkzeuge aber weiter einwirken, gefolgt von der fünften, bei der das Werkstück aus dem Knetwerk gezogen wird oder die Werkzeuge über das Herausziehen der Keile geöffnet werden [Piw07].

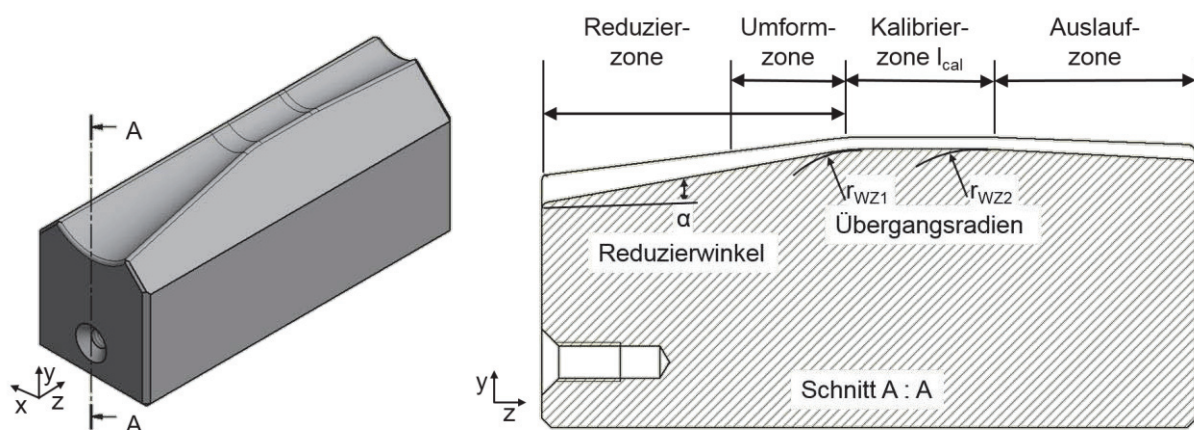


Abbildung 2.3: Werkzeugbacke für das Vorschubrundkneten mit den einzelnen Werkzeugzonen und beschreibenden Geometrien.

Beim Vorschubrundkneten überlagert sich die oszillierende Bewegung der Werkzeuge mit der axialen Vorschubbewegung des Werkstücks. Dabei wird eine radiale Prozesskraft von den weggebundenen Werkzeugen erzeugt. Diese hängt nicht nur vom Werkstück (Geometrie, Werkstoff, usw.) ab, sondern auch von der Werkzeuggeometrie. Relevant sind die Länge der Kalibrierzone [Lah76] und die Prozessgrößen wie Vorschub pro Schlag [Ame07]. Der Vorschub

pro Schlag ergibt sich aus der Vorschubgeschwindigkeit und der Schlagfrequenz und beschreibt, um welche Strecke das Werkstück zwischen zwei aufeinanderfolgenden Werkzeughuben vorgeschoben wird. Aufgrund des Reduzierwinkels der Werkzeugbacken wird eine axiale Komponente, die sogenannte Rückweiskraft, erzeugt, siehe Abbildung 2.4. Diese hängt von dem Reduzierwinkel und stark von den tribologischen Bedingungen ab. Diese axiale Komponente wirkt der Vorschubkraft, mit welcher das Werkstück zugeführt wird, entgegen [Piw07]. Wird die Rückweiskraft zu groß, so kann das Vorschubsystem gebremst beziehungsweise zurückgedrängt werden oder sogar das Werkstück ausknicken [Kuh09b]. Teilweise weist die Reduzierzone daher eine - zur Erhöhung der Reibung - thermisch gespritzte Wolframcarbid-Kobalt-Schicht auf, die die erzeugte axiale Rückweiskraft minimiert [Hei00]. Ein Patent beschreibt auch die Möglichkeit der Einbringung von Strukturen in die Reduzierzone zur Verringerung der Axialkräfte [Bin10].

Eine Implementierung einer Radialkraftmessung ist aufgrund der rotierenden Knetwelle nur mit erhöhtem konstruktiven Aufwand möglich [Hei00]. Es wird daher auf eine weitere Möglichkeit die Radialkräfte zu messen ausgewichen: über Dehnungsmessstreifen (DMS), welche auf dem Außenring des Knetwerks aufgebracht sind, wird die elastische Auffederung quantifiziert, welche durch das Abstützen der Zylinderrollen verursacht wird [Kuh11].

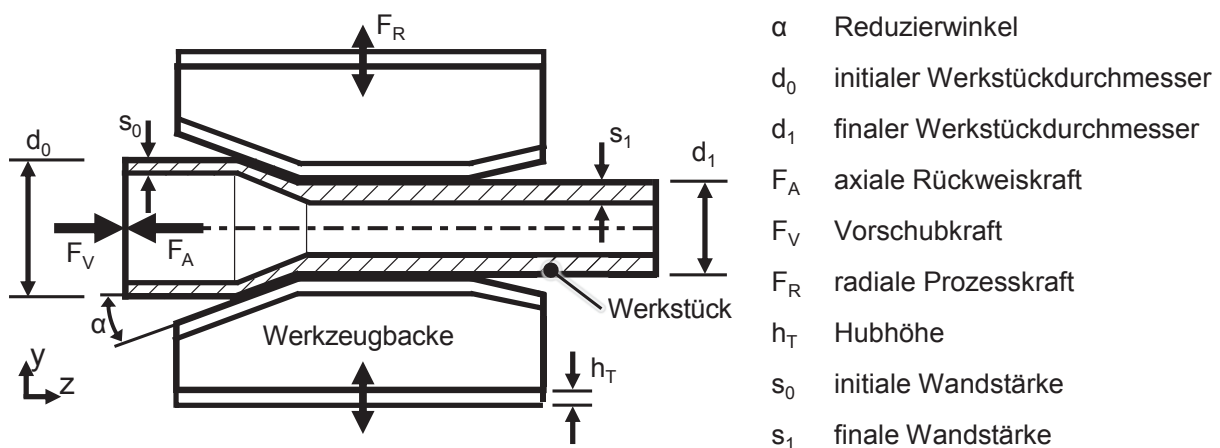


Abbildung 2.4: Prozesskräfte und Werkstückgeometrie beim Vorschubrundkneten von Rohren.

Die Parameter beziehungsweise Einstellgrößen im Rundknetprozess haben einen starken Einfluss auf das finale Werkstück. So hängt die Geometrie, wie oben beschrieben, stark von dem Vorschub pro Schlag [Kuh08], sowie dem Verhältnis zwischen initialem und finalem Durchmesser ab [Lim07]. Letzteres beeinflusst ebenfalls maßgeblich die Härteverteilung über den Durchmesser [Ort82]. Auch die Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück hat einen Einfluss auf die Härte. So wird eine geringere Härte erreicht, wenn sich das Werkstück mit den Werkzeugen mit dreht [Gra90]. Weiterhin wird das Gefüge stark durch die Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück, dem Schlagfolgewinkel, beeinflusst [Ish15].

Die Ausbildung der unterschiedlichen Werkstückeigenschaften lässt sich auf den Werkstofffluss im Prozess zurückführen. In der Kalibrierzone der Werkzeuge ist der Werkstofffluss axial und in der Reduzierzone ist der Hauptfluss radial, wobei hier zusätzlich auch ein Werkstofffluss axial in und entgegen der Vorschubrichtung des Werkstücks stattfindet [Zha14]. Das Maß an axialem Werkstofffluss hängt von der Reibung ab [Mou14b]. Das Maß ist jedoch radial

nicht gleichverteilt [Wu15]. Durch die somit entstehende inhomogene Vergleichsformänderungsverteilung entstehen örtlich unterschiedliche mechanische Eigenschaften [Pau84a, Pau84b].

Weiterhin hat Rundkneten einen starken Einfluss auf die Gefügeentwicklung und es ist eine deutliche Kornfeinung erreichbar [Abd03]. Eine solche Kornfeinung beeinflusst neben den mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs beispielsweise auch die Korrosionseigenschaften [Bös18]. Durch den Einsatz angepasster Prozesskinematik kann sogar ein ultrafeinkörniges Gefüge erreicht werden [Ish17] oder angepasster Werkzeuggeometrien [Bru11]. Nachteil hier ist, dass durch die extreme plastische Verformung bei Stahl sehr hohe Temperaturen entstehen können [Gör14]: ein Großteil der geleisteten Umformarbeit wird in Wärme umgewandelt [Mac00]. Entsprechend hängt die Temperaturentwicklung beim Rundkneten von folgenden Faktoren ab: der Werkstofffestigkeit, dem initialen und finalen Durchmesser, sowie bei Rohren von der Wandstärke, der Größe der axialen beziehungsweise radialen Zustellung, den Werkzeuggeometrien wie Kalibrierzone und Reduzierwinkel. Weiterhin hat ebenfalls die Vorschubgeschwindigkeit einen Einfluss. So kann bei niedriger Vorschubgeschwindigkeit, durch die längere Versuchsdauer und die daraus resultierende höhere elastische Arbeit, eine erhöhte Temperatur entstehen [Gär96]. Beispielweise wurden direkt nach dem Umformen von Stahlrohren ($d_0 = 40 \text{ mm}$, $s_0 = 6 \text{ mm}$) Temperaturen von etwa 120 °C gemessen [Gär96].

In der Umformtechnik werden immer öfter neuartige Kühlschmierstoffe, welche weniger umweltschädlich sind als herkömmliche, eingesetzt [Ska11]. Es kommen sogar Schmierstoffe aus erneuerbaren Rohstoffen zum Einsatz [Wil01]. Dörr hat alternative Kühlschmierstoffe auf Wasserbasis für das Rundkneten zur Kühlung des Prozesses untersucht [Dör13]. Er zeigt, dass Kühlschmierstoffe auf Wasserbasis zwar eine bessere Kühlwirkung haben, allerdings eine schlechtere Schmierwirkung. Die dabei gemessene Temperatur beim Reduzieren von Stahlstäben ($d_1 = 8 \text{ mm}$, $d_1 = 6,44 \text{ mm}$) lag, obwohl nicht direkt in der Umformzone gemessen wurde, bei bis zu 175 °C .

Erste Untersuchungen zum Rundkneten ganz ohne Schmierstoff wurden von Heislitz im Rahmen von Experimenten zum Kraftbedarf beim Kaltrundkneten durchgeführt [Hei00]. Dabei wurden neben dem Rundkneten mit abgeschalteter Ölzufuhr auch die Axialkraft und die Radialkraft für glatte und aufgeraute Werkzeuge untersucht. Es zeigte sich mit aufgerauten Werkzeugen sowie glatten Werkzeugen ohne Schmierstoff der gleiche Trend: die Radialkräfte stiegen und die Axialkräfte sanken. Weitere Untersuchungen zum Trockenrundkneten wurden von Mouri im Mikrobereich durchgeführt. Der Fokus lag auf dem erreichbaren Prozessfenster in Hinblick auf den Vorschub pro Schlag [Mou11]. Die Schmierung des Knetwerks erfolgte über eine zuvor aufgetragene Fettschmierung. Ergebnis war, dass für den austenitischen Stahl 1.4301 das Prozessfenster verkleinert und für Aluminium 99,5 das Prozessfenster erweitert werden konnte.

2.3 Zielsetzung

Im Rahmen dieser Arbeit wird das Trockenrundkneten im Vorschubverfahren untersucht und befähigt. Ziel ist, den Umformprozess auf die Trockenbearbeitung umzustellen, wobei Taktzeiten sowie die Werkstückqualität unverändert bleiben. Zur Erreichung des Zieles ist es notwendig, die aktuellen Aufgaben des Schmiermittels zu separieren und jeweils spezifisch neu zu lösen. Weiterhin müssen die aus dem Verzicht auf den Schmierstoff resultierenden Herausforderungen identifiziert werden. Diese müssen jeweils für das Bearbeiten von Stahl- und Aluminiumwerkstoffen untersucht und bezüglich des Werkstücks wie auch des Prozesses betrachtet werden.

Kerngedanke des Lösungsansatzes zur Umstellung auf die Trockenbearbeitung ist der Einsatz von Werkzeugen mit definierter geometrischer Strukturierung und angepasster Beschichtung. Die geometrische Strukturierung soll dabei mehrere Größenskalen umfassen und die Beschichtung als Mehrschichten-System aufgebaut werden. In den verschiedenen Zonen am Werkzeug sollen so örtlich optimierte tribologische Bedingungen geschaffen werden. Die Auslegung der Strukturierung, sowie die Belastung der Beschichtung soll mittels Simulation erfolgen. Eine Übersicht des Lösungsansatzes und der Vorgehensweise gibt Abbildung 2.5.

Die dieser Arbeit zugrundeliegende These lässt sich wie folgt zusammenfassend formulieren: Die Kombination aus Strukturierung und Beschichtung der Umformwerkzeuge ermöglicht das Trockenrundkneten von Stahl- und Aluminiumwerkstoffen mit zum konventionellen Prozess vergleichbarer Werkstückqualität.

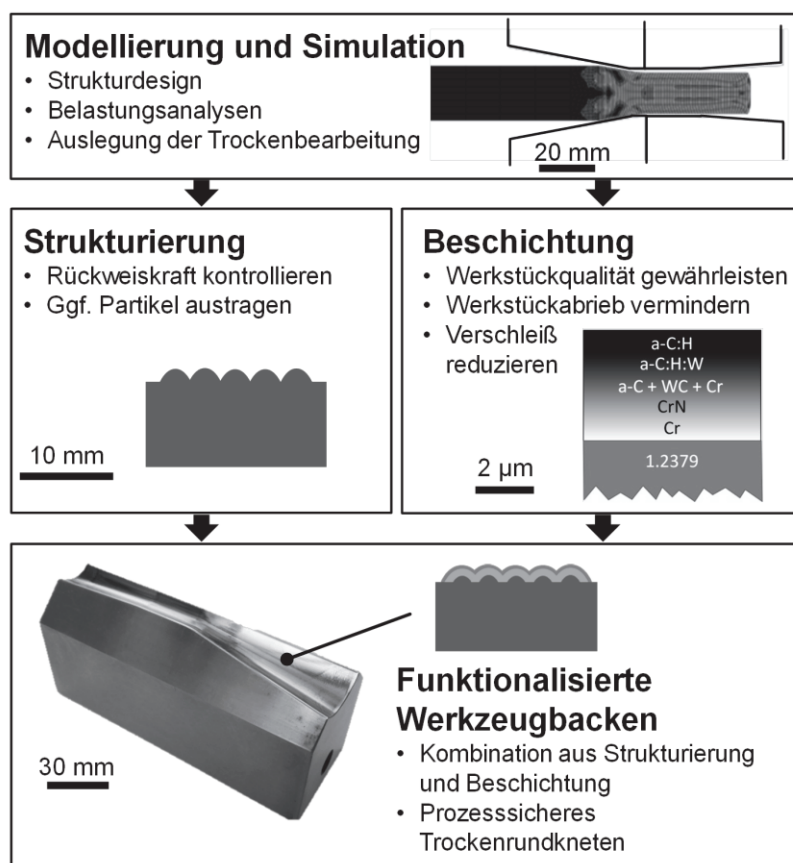


Abbildung 2.5: Übersicht des Lösungsansatzes zur Realisierung des Trockenrundknetens.

3 Modellierung und Simulation

Der Prozess des Rundknetens wird nicht nur in Experimenten, sondern auch verstärkt mit Hilfe von Modellierung und Simulation untersucht. Ein Ansatz ist die „Upper bound Methode“ [Gha06], mit welcher beispielsweise Kräfte vorhergesagt werden können [San07] oder der Werkstofffluss studiert werden kann [Wu14]. Auch die sogenannte „Slab Methode“ oder Körpergleichgewichtsmethode, findet Einsatz, zum Beispiel zur Untersuchung unterschiedlicher Werkzeuggeometrien mit [Gha05] und ohne [Gha03] den Einsatz eines Dorns. Eine weitere Methode ist die „Finite Elemente Methode“ (FEM), mit welcher auch der Einfluss verschiedener Werkzeuggeometrien mittels dreidimensionaler Modellierung untersucht wird [Gha07]. Der Vergleich der „Slab Methode“ und FEM zeigt eine gute Übereinstimmung [Afr15]. Ein Nachteil der 3D-FEM sind allerdings die hohen Rechenzeiten, die durch die Vereinfachung auf eine 2D-axialsymmetrische Simulation und der entsprechenden Rechenzeiterparnis vereinfacht werden kann [Gha08]. Zur Untersuchung von Einflüssen wie Zustellung pro Schlag, Werkzeug- oder Werkstückgeometrie auf den Prozess ist eine 2D-axialsymmetrische im Vergleich zur 3D Simulation gut geeignet [Ame07]. So werden auch in 2D-axialsymmetrischen Simulationen der Werkstofffluss [Mou14b], Umformkräfte [Pan13] oder Werkstoffdehnungen aussagekräftig simuliert [Ron06].

So untersuchte zum Beispiel Liu die Dehnraten für das Rundkneten von Stahlvollmaterial mit Werkzeugen ohne Struktur in der Reduzierzone und mit einem niedrigen Reibwert von $\mu = 0,05$, sowie einer Vorschubgeschwindigkeit von $v_f = 2000$ mm/min. Der gewählte Zeitpunkt liegt bei etwa 82 % des Hubes in der stabilen Prozessphase. Hier treten die maximalen Dehnraten auf. Liu zeigt, dass an drei Stellen örtlich hohe Dehnraten auftreten. Eine der Stellen (C) befindet sich in der Symmetrieachse des Werkstücks, siehe Abbildung 3.1, die anderen beiden (A und B) befinden sich an der direkten Oberfläche, welche im Kontakt mit dem Werkzeug ist. Bei den Positionen der Stellen A und B an der Oberfläche handelt es sich zum einen um den ersten Berührungspunkt in der Reduzierzone, zum anderen um den Übergangsbereich von der Reduzier- in die Kalibrierzone. Somit sind diese beiden Positionen die tribologisch anspruchsvollsten. Das bedeutet, dass die Werkzeuge sehr stark belastet werden, da sich hier der Werkstoff am schnellsten dehnt. Es zeigte sich auch, dass die Elemente hier am stärksten gelängt werden, wodurch festgehalten werden kann, dass hier die meiste neue Oberfläche erzeugt wird [Liu17].

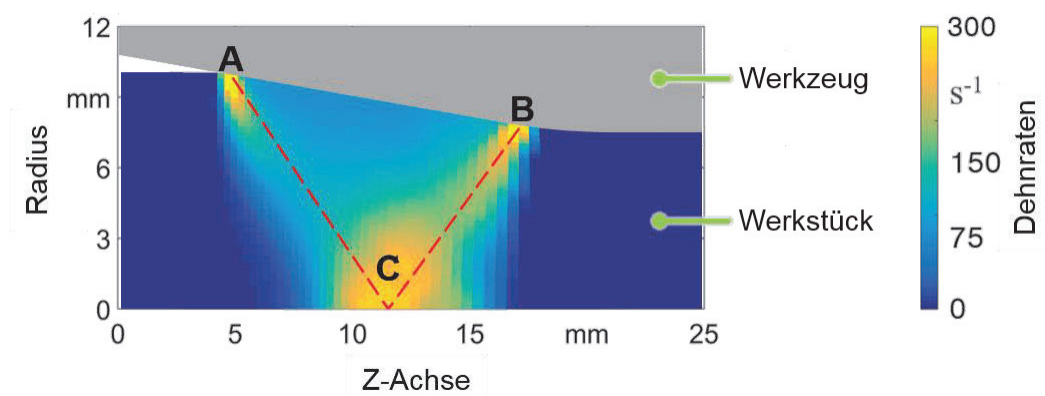


Abbildung 3.1: Dehnraten im Werkstück mit glatten Werkzeugen, nach [Liu17].

Im folgenden Kapitel wird die Modellbildung mittel FEM beschrieben. Danach werden die Ergebnisse der Simulation gezeigt, wobei auf die Reibung im Prozess, auf unterschiedliche Strukturen der Reduzierzone der Werkzeuge und auf die resultierende Strukturbelastung eingegangen wird.

3.1 Modellbildung

Zur Untersuchung des Trockenrundknetens werden zwei unterschiedliche Modelle genutzt. Für die Simulation des Umformprozesses und zur Untersuchung der Prozesskräfte, sowie des Werkstoffflusses kommt ein 2D-axialsymmetrisches FEM-Modell zum Einsatz. Mit diesem Modell wurden auch die hier vorgestellten Ergebnisse zu den unterschiedlich strukturierten Werkzeugen berechnet. Für die Untersuchung des elastisch-plastischen Verhaltens der Werkzeugstrukturen wird eine planare Simulation verwendet.

2D-axialsymmetrisches Modell

Das 2D-axialsymmetrische Modell ist in der Software „ABAQUS (6.16)“ mit der Rechenumgebung „dynamic Explicit“ realisiert. Dabei sind im Modell zwei Komponenten umgesetzt, zum einen das Werkzeug und zum anderen das Werkstück, siehe Abbildung 3.2. Als Kontaktbedingung wurde die Penalty-Formulierung modelliert. Bei Untersuchungen zum Einfluss verschiedener Reibmodelle in der Massivumformung zeigte sich, dass diese hauptsächlich das Rückfederverhalten sowie die Spannungen im Werkstück beeinflussen. Allerdings ist bei den Umformkräften der Einfluss verschiedener Reibmodelle gering [Ram10]. Hier wurde das Gesetz der Coulombschen Reibung, der Festkörperreibung, welche in Haftreibung und Gleitreibung unterteilt werden kann, zur Modellierung des tribologischen Kontakts genutzt. Diese Modellierung liefert ausreichend genaue Resultate in der Massivumformung [Tan02].

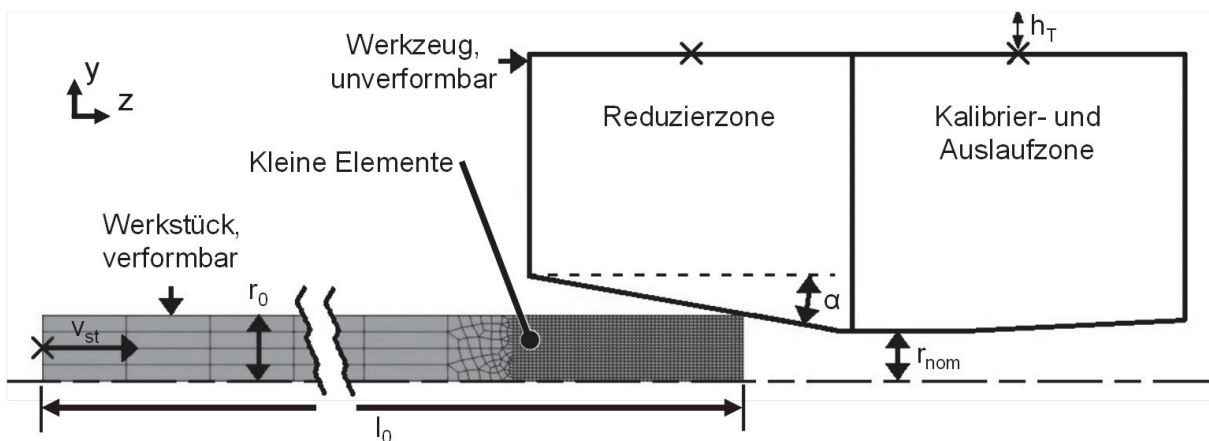


Abbildung 3.2: 2D-axialsymmetrisches Modell mit Vollstab als Werkstück.

Das Werkzeug ist als nicht verformbarer Körper implementiert, hingegen gilt das Werkstück als verformbar. Das Werkstück ist elastisch-plastisch isotrop ausgeführt. Es kann im Modell sowohl als Vollstab, als auch als Rohr ausgelegt sein und besteht aus dem Werkstoff Stahl 1.0038, Aluminium AL99,5 oder einer Aluminiumlegierung 3.3206, wobei die Werkstoffparameter aus einschlägiger Literatur stammen [Doe86]. Der initiale Durchmesser ist auf $d_0 = 20$ mm

($r_1 = 10$ mm) festgelegt, im Fall des Rohres beträgt die Wandstärke $s_0 = 2$ mm. Der durch die Werkzeuge definierte Zieldurchmesser beträgt $d_{\text{nom}} = 15$ mm ($r_{\text{nom}} = 7,5$ mm). Die initiale Länge des Werkstücks beträgt $l_0 = 300$ mm, wobei nur der Teil, der umgeformt wird, mit feinen ($0,5 \times 0,5$ mm²) Elementen versehen ist. Der genutzte Elementtyp ist CAX4R (4-node linear axisymmetric acoustic quadrilateral, reduced integration, hourglass control), dabei sind „distortion control“ und „hourglass control“ aktiviert um eine ungewollte Verzerrung der Elemente zu verhindern [Sim18].

Der axiale Vorschub des Werkstücks und der reale oszillierende Hub der Werkzeuge sind durch Vorgabe der Koordinaten pro Zeit tabellarisch hinterlegt, sodass diese weggebunden bewegt werden. Die Geometrie des Werkzeugs ist von den konventionelleren Werkzeugen abgeleitet ($\alpha = 10^\circ$, $l_{\text{cal}} = 20$ mm, $r_{\text{WZ1}} = 30$ mm, $r_{\text{WZ2}} = 40$ mm, siehe Abbildung 2.3). Es wurden unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten untersucht ($v_f = 500$ mm/min; 1000 mm/min; 1500 mm/min; 2000 mm/min). Bei der Bahn der Werkzeuge wurde immer die gleiche Bewegung genutzt, abgeleitet aus einer Grundbacke mit einer Nocke mit der Höhe von 1 mm und einer Schlagfrequenz von $f_{\text{st}} = 35,57$ Hz, angelehnt an die Arbeit von Piwek [Piw07]. Zur Analyse des Werkstoffflusses wird die Werteaussage der Simulation für einen einzelnen Schlag, der im stabilen Zustand des Prozesses stattfindet, in kleine Zeitinkremente (10^{-5} s) aufgeteilt. Im Modell werden hauptsächlich unterschiedliche Reibwerte mit unterschiedlichen Strukturierungen in der Reduzierzone der Werkzeuge modelliert und simuliert. Der Coulombsche Reibwert liegt dabei zwischen $\mu = 0,1$ bis $\mu = 0,5$. Dieser kann für die Reduzier- und Kalibrierzone getrennt vorgegeben werden. Bei der Anpassung der Strukturierung der Reduzierzone wurden unterschiedliche Sinusstrukturen (siehe Abbildung 3.3 a)) und Stufenstrukturen (siehe Abbildung 3.3 b)) untersucht.

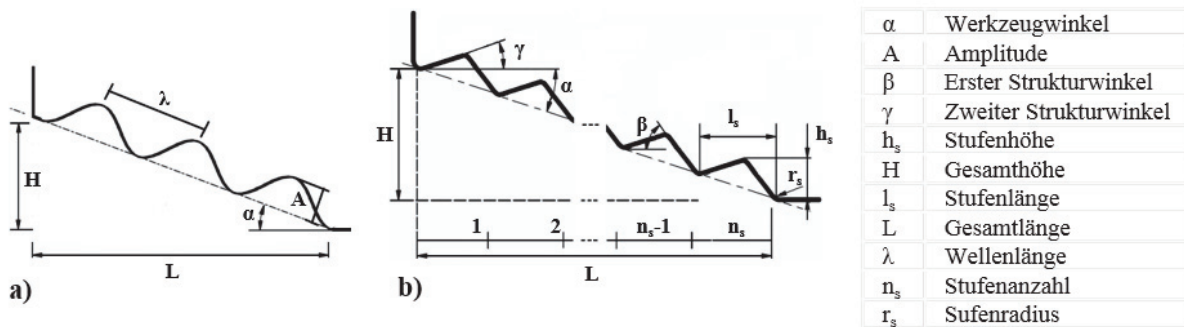


Abbildung 3.3: Strukturierung der Reduzierzone der Werkzeuge; a) Sinusstruktur, b) Stufenstruktur.

Die Gesamthöhe H und die Gesamtlänge L der Struktur wurden dabei konstant gehalten, so auch der Reduzierwinkel α . Variiert wurden für die Sinusstruktur die Wellenlänge $\lambda = 0,9$ mm; 1,1 mm; 1,3 mm und die Amplitude $A = 10$ μ m; 30 μ m; 40 μ m; 50 μ m; 100 μ m; 150 μ m; 200 μ m. Bei den komplexeren Stufenstrukturen wurde die Stufenanzahl $n_s = 10$ bis 20, aus der sich die Stufenhöhe und Stufenlänge (h_s , l_s) ergeben, der erster Strukturwinkel $\beta = 45^\circ$; 90° und der zweiter Strukturwinkel $\gamma = 0^\circ$; 5° variiert.

Des Weiteren wurden Sinusstrukturen nicht nur mit konstanter Amplitude über die Wellenlänge betrachtet, sondern auch gradierte Strukturierungen. In dem Fall nimmt die Amplitude der Sinusstruktur hin zum Kalibrierbereich der Werkzeuge ab. Dies wurde nur für eine Wellenlänge

von $\lambda = 1,3 \text{ mm}$ und eine maximale Amplitude von $A = 50 \text{ }\mu\text{m}$ untersucht. Dabei lässt sich die Stärke der Gradierung über einen Strukturwert S beschreiben, welcher sich aus der Summe aller Amplituden, welche mit dem Werkstück im Eingriff befindlich sind, berechnen lassen. Dieser Wert hängt somit auch von dem initialen und finalen Werkstückdurchmesser ab. Im Beispiel für die Umformung von $d_0 = 20 \text{ mm}$ auf $d_1 = 15 \text{ mm}$ sind bei $\lambda = 1,3 \text{ mm}$ und $\alpha = 10^\circ$ acht Amplituden im Eingriff, siehe Abbildung 3.4.

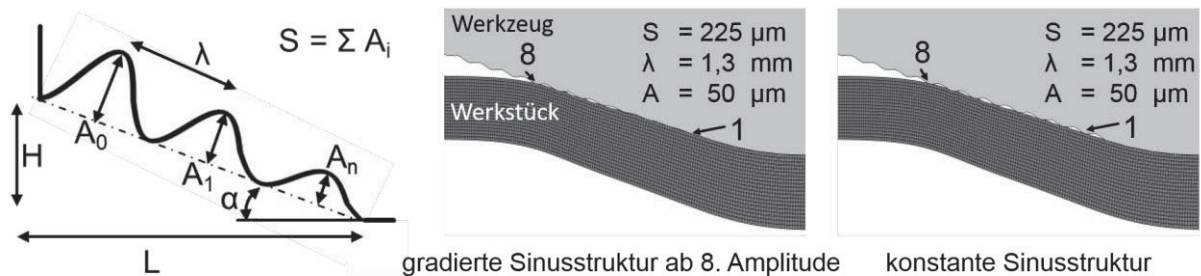


Abbildung 3.4: Strukturwert S für unterschiedlich Strukturierungen mit acht Amplituden im Eingriff.

Planares Modell

Zur Untersuchung des elastisch-plastischen Verhaltens der Werkzeuge ist das 2D-axialsymmetrische Modell nur bedingt geeignet, aufgrund der axialsymmetrischen Umsetzung des Werkzeugs. Demzufolge wurde ein planares Modell genutzt, bei dem die obere Schicht des Werkzeugs sowie des gesamten Werkstücks als verformbarer Körper implementiert wurde, siehe Abbildung 3.5. Für den verformbaren Teil des Werkzeugs und die oberste Schicht des Werkstücks wurden sehr feine Elemente (Elementgröße an der Oberfläche $10 \text{ }\mu\text{m}$) des Elementtyps CPS4R (4-node bilinear, reduced integration with hourglass control) genutzt [Sim18]. Dies garantiert die erforderliche Darstellung der Struktur im Werkzeug. Der Werkstückwerkstoff ist Stahl 1.0038 mit den gleichen Werkstoffparametern wie im 2D-axialsymmetrischen Modell. Der Werkzeugwerkstoff ist gehärtet 1.2379 (60 HRC), wobei die Werkstoffparameter vom WZL der RWTH Aachen bereitgestellt wurden. In der Simulation wurde das Coulombsche Reibmodell mit dem Reibwert $\mu = 0,1$ genutzt. Es wurde ein einziger Hub mit einem Vorschub pro Schlag von $v_{st} = 1 \text{ mm}$ simuliert. Für die Umformung in diesem einen Schlag wurde eine Wertausgabe zu 100 Zeitinkrementen festgelegt.

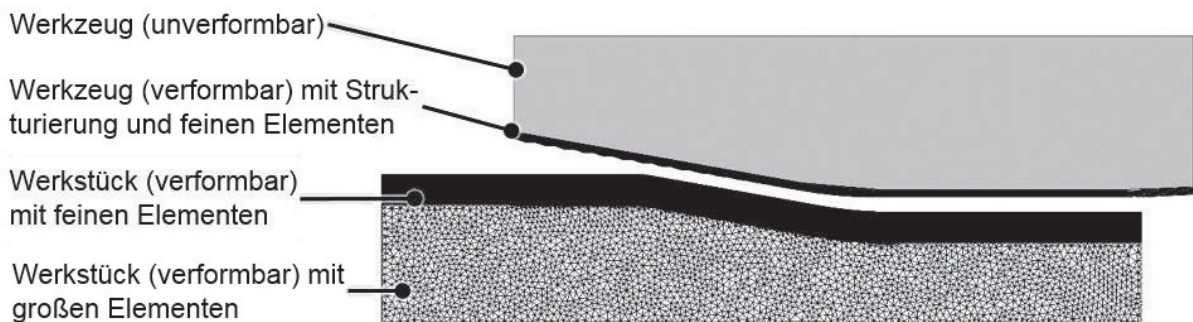


Abbildung 3.5: Modell mit elastischem Werkstück und elastischen Werkzeugstrukturen.

3.2 Simulation

Mit Hilfe der FEM kann das Rundkneten untersucht werden, um somit die Vorgänge beim Rundkneten besser verstehen zu können. Zuerst wurden die Prozesskräfte in Abhängigkeit der Reibung untersucht, da speziell das Trockenrundkneten die tribologischen Bedingungen ändert. Dieser Einfluss auf die radialen und axialen Prozesskräfte wird am Beispiel von Stahlvollstäben beim Vorschubrundkneten ($v_f = 1800 \text{ mm/min}$) in Abbildung 3.6 dargestellt. Abgebildet sind die maximalen Prozesskräfte (F_{NormA} und F_{NormR}) aus der Simulation, welche mit den Prozesskräften im Fall eines geschmierten Prozesses (über der Werkzeugbacke konstanten tribologischen Bedingungen: $\mu = 0,1/0,1$; Reibwert in der Reduzierzone und Kalibrierzone) normiert sind.

Es ist zu erkennen, dass mit steigendem Reibwert in der Reduzierzone die axialen Prozesskräfte sinken und hingegen die radialen Prozesskräfte steigen. Bei unterschiedlichen Reibwerten in Reduzier- und Kalibrierzone zeigt sich, dass der Haupteinfluss auf die axiale Prozesskraft aus der Reduzierzone kommt, wobei die radialen Prozesskräfte weniger beeinflusst werden als die axialen Prozesskräfte. Durch eine Erhöhung der Reibung in der Reduzierzone und eine Verringerung der Reibung in der Kalibrierzone werden die geringsten Prozesskräfte, axial und radial kombiniert, erreicht. Weiterhin wurde festgestellt, dass mit Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit und so des Vorschubs pro Schlag der Trend erhalten bleibt, allerdings erhöhen sich die gesamten Prozesskräfte.

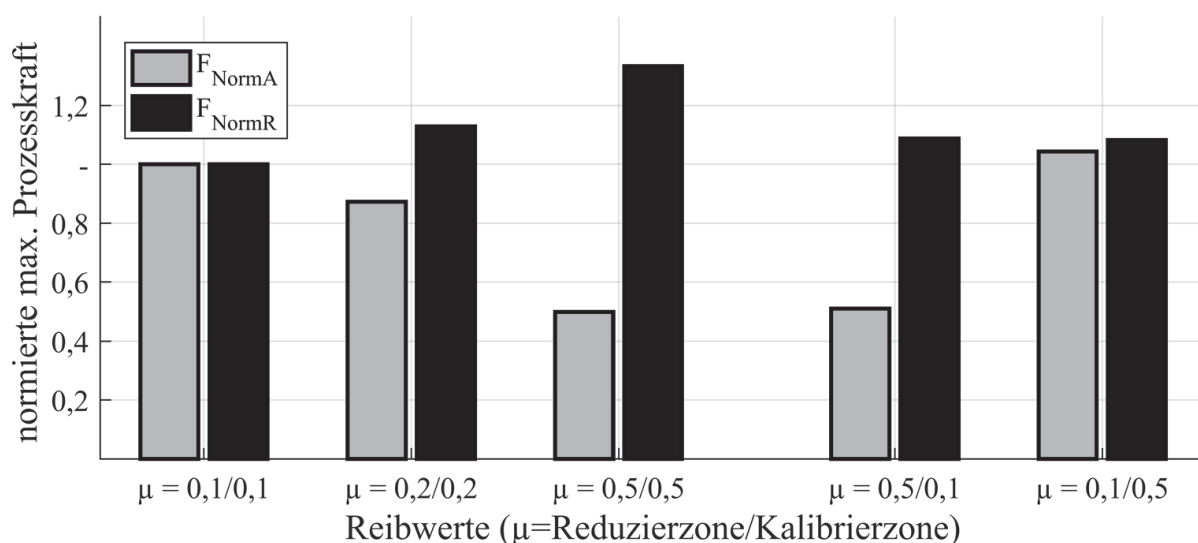


Abbildung 3.6: Normierte max. Prozesskräfte für das Rundkneten von Stahl mit unterschiedlichen tribologischen Bedingungen.

Neben den Prozesskräften wurde mit gleichen Modell- und Simulationsparametern der Werkstofffluss analysiert. Eine bereits in der Forschung übliche und beschriebene Methode zu dessen Betrachtung ist die Fließscheide. Die Fließscheide ist als der Bereich in der Umformzone definiert, bei welcher der Werkstoff nur radial fließt [Uhl64]. Links der Fließscheide fließt der Werkstoff entgegen der Vorschubrichtung (nach links) und rechts der Fließscheide fließt der Werkstoff in die Vorschubrichtung (nach rechts), siehe Abbildung 3.7 a).

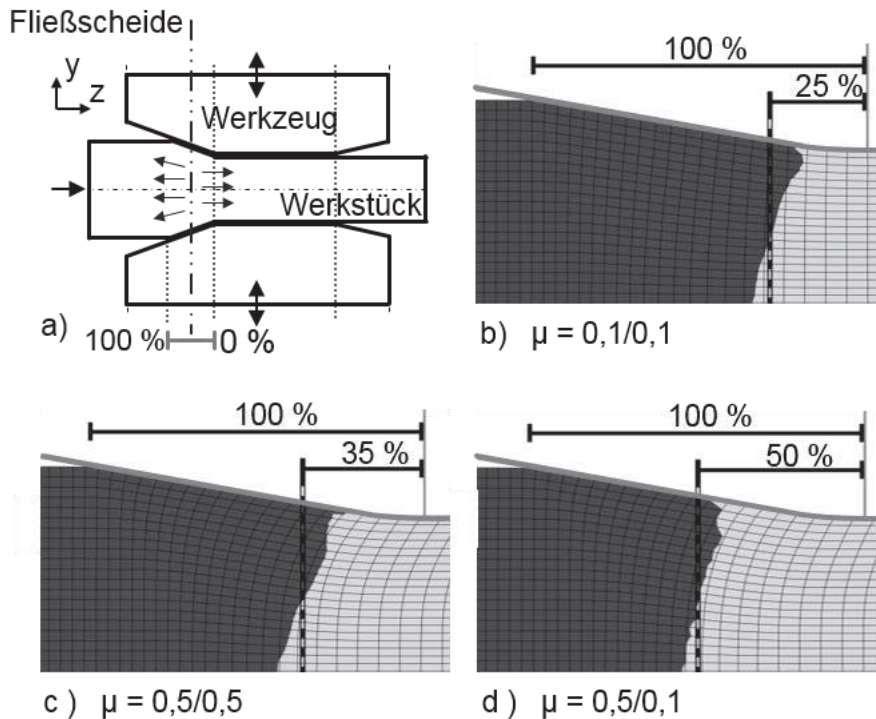


Abbildung 3.7: Fließscheide für die Umformung mit unterschiedlichen tribologischen Bedingungen (Reibung μ = Reduzierzone/Kalibrierzone); a) schematische Darstellung, b) exemplarische Fließscheide für die Reibung $\mu = 0,1/0,1$; c) exemplarische Fließscheide für die Reibung $\mu = 0,5/0,5$, d) exemplarische Fließscheide für die Reibung $\mu = 0,5/0,1$.

Die Position lässt sich dabei auf der Z-Achse als Mittelwert aller Positionen bei denen kein axialer Werkstofffluss stattfindet bestimmen. Diese kann dann prozentual ausgedrückt werden, wobei 100 % der Beginn der Umformzone, 0 % das Ende der Umformzone und gleichzeitig Beginn der Kalibrierzone sind. Drei exemplarische Fließscheiden zu einem repräsentativen Zeitpunkt der Umformung von Stahl für unterschiedliche tribologische Bedingungen sind in Abbildung 3.7 b) bis d) dargestellt [Böh15b]. Es ist zu erkennen, dass mit steigendem Reibwert die Position der Fließscheide nach links wandert und in der Umformzone mehr Werkstoff in Richtung der Vorschubrichtung fließt. Bei einer zusätzlichen Verringerung der Reibung in der Kalibrierzone kann der Werkstofffluss durch die Kalibrierzone der Werkzeuge weiter begünstigt werden.

Die Fließscheide selbst kann dabei verschiedenste Formen annehmen. Der Werkstoff fließt an verschiedenen radialen Positionen bei gleicher axialer Position unterschiedlich. Ein paar Beispiele für mögliche Fließscheiden sind in Abbildung 3.8 bei unterschiedlichen Werkzeughüben zu sehen. Während eines einzigen Hubes der Werkzeuge können nacheinander unterschiedliche Formen auftreten. Dabei kann die Fließscheide von einfachen Formen, welche sich mit einem Polynom ersten Grades beschreiben lassen, über solche bei denen Polynome 2. oder 4. Grades erforderlich sind, bis hin zu sehr komplexen Formen reichen [Mou16].

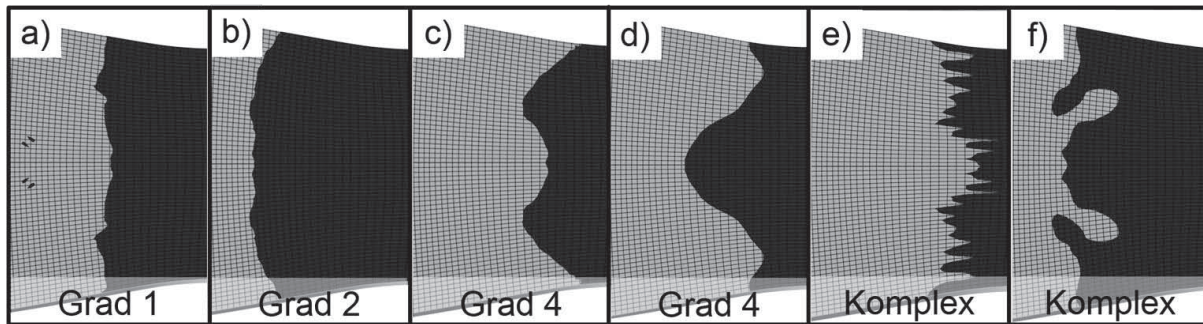


Abbildung 3.8: Mögliche Beispielformen der Fließscheide; a) Polynom 1. Grades, b) Polynom 2. Grades, c) und d) Polynom 4. Grades, e) und f) komplexe Form.

Während eines einzigen Hubes kann sich neben der Form auch die Position der Fließscheide ändern. Die Position während der Schließzeit der Werkzeuge ist in Abbildung 3.9 beispielhaft für Stahl ($v_f = 1680 \text{ mm/min}$) dargestellt. Es sind 2 unterschiedliche Reibwerte dargestellt, wobei die zeitliche Auflösung 10^{-5} s beträgt. Der gewählte Hub befindet sich in der stabilen Prozessphase, sodass die Werkzeuge komplett im Eingriff befindlich sind. Zu der mittleren Position der Fließscheide ist auch die Ausbreitung in z-Richtung (in welchem Bereich in z-Richtung Werkstoff in beide Richtungen fließt) als Streubalken dargestellt. Zusätzlich sind die Zeitpunkte, in welchen die Reduzierzone (Kontakt I) beziehungsweise die Kalibrierzone (Kontakt II) das erste Mal in Kontakt kommen, eingezeichnet.

Es ist zu erkennen, dass nach dem ersten Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück nicht sofort eine Fließscheide ausgebildet wird. Dies liegt daran, dass zuerst der gesamte Werkstoff aus der Reduzierzone der Werkzeugbacken herausgeschoben wird. Dies ist stärker für die niedrigere Reibung, wodurch sich hier auch erst später eine Fließscheide ausbildet. Außerdem erklärt sich somit, warum bei der geringeren Reibung ein früherer Kontakt I auftritt. Der zurückgedrängte Werkstoff führt aufgrund des im Modell steifen Vorschubs zu einer elastischen Einfederung des Werkstücks. Dies geschieht zwischen der festen Einspannung, an der das Werkstück weggebunden zugestellt wird, und den Werkzeugen. Nach dem Öffnen der Werkzeuge wird diese elastische Einfederung abgebaut und das Werkstück wird weiter in z-Richtung zugestellt. Somit kommt es zu einem früheren Kontakt im nächsten Hub. Das verringerte Rückschieben des Werkstücks bei höherer Reibung erklärt auch, dass bei dieser hohen Reibung der Kontakt II mit der Kalibrierzone etwas früher eintritt. Die Position der Fließscheide schwankt über die Schließzeit der Werkzeuge für beide Reibungsbedingungen in einem vergleichbaren Bereich. Auffällig ist aber, dass nach dem Kontakt II die Position der Fließscheide sinkt und sich somit in Richtung des Kalibrierbereichs bewegt. Dies geschieht schneller im Falle der höheren Reibung. Im späteren Verlauf des Hubes treten immer weniger Fließscheiden auf, sodass hier auch die Bewegung des Werkzeugs deutlich an Geschwindigkeit abnimmt.

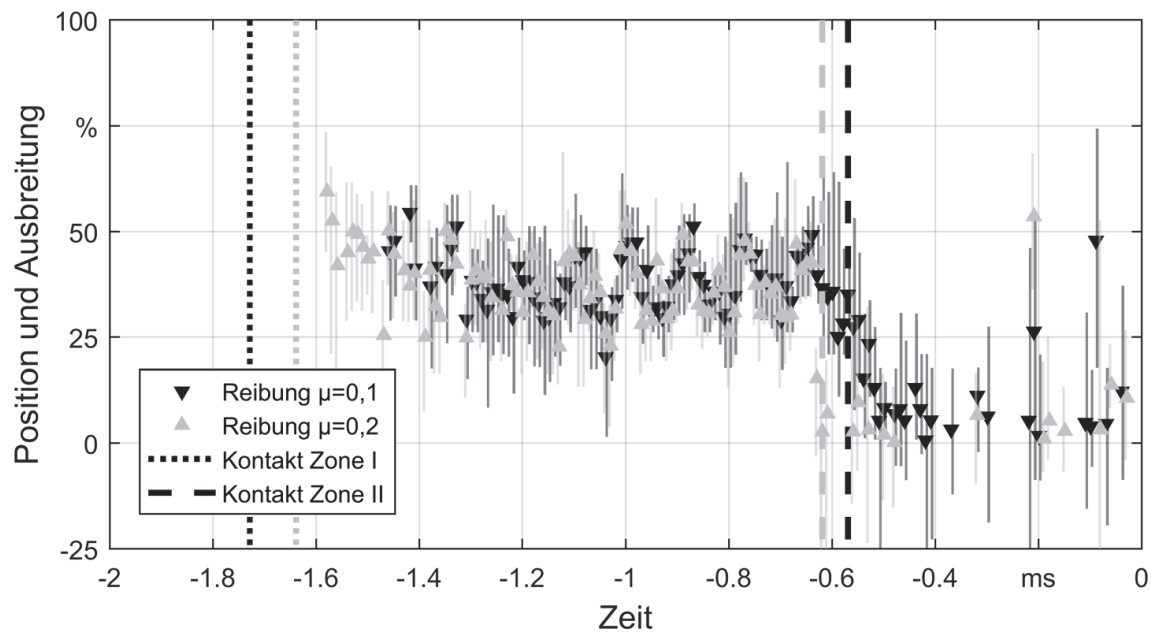


Abbildung 3.9: Position und Ausbreitung der Fließscheide während der Schließzeit der Werkzeuge für einen Hub bei der Umformung von Stahl bei unterschiedlichen Reibwerten.

Ein weiterer Ansatz, den Werkstofffluss zu beurteilen ist die Betrachtung der durchschnittlichen Fließgeschwindigkeit der im Werkstück befindlichen Werkstoffelemente, v_{Werk} [Mou16]. In Abbildung 3.10 ist diese zusammen mit der normierten axialen Prozesskraft und den Kontaktzeitpunkten I und II über einen Werkzeughub für Aluminium mit einer und Stahl mit zwei tribologischen Bedingungen dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass zu Beginn des Hubes für niedrige Reibungen mehr Werkstoff entgegen der Vorschubrichtung fließt (negative Werte). Nach einem Zeitintervall an Rückfluss beginnt der Werkstoff dann in Richtung der Vorschubbewegung zu fließen (positive Werte). Dieser Werkstofffluss in positive Richtung hält an bis zum Zeitpunkt 0, wenn die Werkzeuge komplett geschlossen sind.

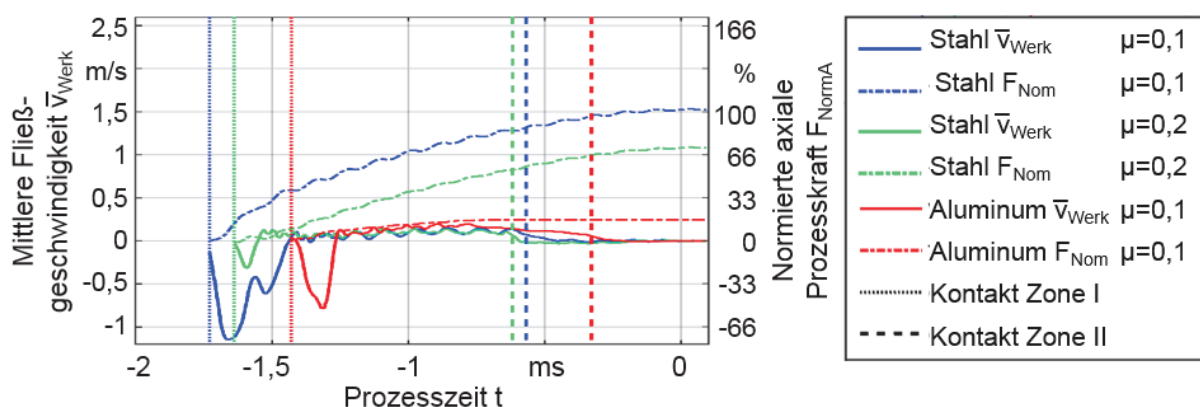


Abbildung 3.10: Mittlere Fließgeschwindigkeit des Werkstoffs v_{Werk} , sowie normierte axiale Prozesskraft F_{NormA} während der Schließzeit der Werkzeuge für einen Hub bei der Umformung von Stahl beziehungsweise Aluminium bei unterschiedlichen Reibwerten.

Für einen weiteren Werkstoff, Aluminium, zeigt sich ein gleiches Verhalten des Werkstoffflusses. Allerdings sind hier die Kontaktzeiten und somit die Zeiten in denen Werkstoff fließt kürzer. Dies ist durch das geänderte elastische Verhalten (unterschiedlicher E-Modul) und die unterschiedlich starken Kräfte zu erklären. So ist zu erkennen, dass die axialen Prozesskräfte (alle normiert auf die konventionelle Umformung von Stahl mit $\mu = 0,1$) für Stahl deutlich höher sind als für Aluminium und auch für einen niedrigeren Reibwert höhere Werte aufweisen. Die axialen Prozesskräfte steigen ab dem Zeitpunkt des ersten Kontakts über die komplette Schließzeit der Werkzeuge kontinuierlich. Die weitere Kraftzunahme auch zum Ende der Schließzeit, wenn sich die Werkzeuge nahezu nicht mehr bewegen, folgt aus dem weggebundenen Vorschub des Werkstücks. Dieser bewegt sich konstant weiter. Zusätzlich ist in allen drei dargestellten Beispielen, sowohl in der axialen Prozesskraft, als auch in der gemittelten Fließgeschwindigkeit der Werkstoffelemente, eine überlagerte Schwingung zu sehen. Diese lässt sich mit der starren Anbindung des Werkstücks, dessen elastischen Verhaltens, sowie mit der durch die Werkzeuge immer wiederkehrenden Anregung erklären.

Um die Prozesskräfte und auch den Werkstofffluss maßgeblich zu beeinflussen, ist es erforderlich, die tribologischen Bedingungen in der Reduzierzone zu manipulieren. Mittels der FEM wurden unterschiedliche Strukturen im Reduzierbereich simuliert und die resultierenden radialen und axialen Prozesskräfte analysiert. Dabei wurden die maximalen Prozesskräfte pro Werkzeughub aller Hübe in der stabilen Prozessphase gemittelt und die Streuung dieser Werte berechnet. Die Prozesskräfte wurden immer auf den Fall normiert, dass keine Struktur im Reduzierbereich vorliegt. Die Reibung ($\mu = 0,1$), sowie die andere Prozessparameter, wie die Geometrie und der Werkstoff des Werkstücks, Vorschübe und Schlagfrequenz, wurden konstant gehalten [Her15c].

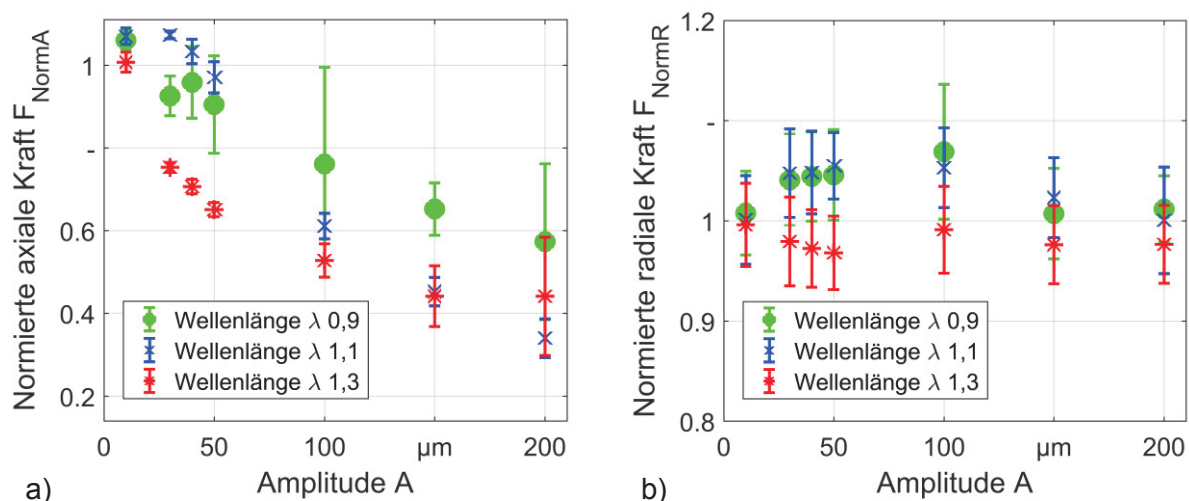


Abbildung 3.11: Normierte Prozesskräfte für die Umformung von Stahl mit unterschiedlichen Sinusstrukturen in der Reduzierzone der Werkzeuge; a) axiale Kraft F_{NormA} , b) radiale Kraft F_{NormR} .

Die normierten Prozesskräfte für die Umformung von Stahl mit Sinusstrukturen in der Reduzierzone der Werkzeuge sind in Abbildung 3.11 dargestellt [Her15d]. Es ist zu erkennen, dass mit steigender Amplitude die axiale Prozesskraft deutlich sinkt. Auch die Erhöhung der Wellenlänge führt zu einer Reduktion der axialen Prozesskraft. Die radiale Prozesskraft hingegen zeigt keine Abhängigkeit von der Amplitude und für alle Simulationen liegen die Werte nahe dem zur

Normierung herangezogenen Wert. Eine höhere Wellenlänge der Struktur führt minimal zu einer geringeren radialen Prozesskraft. Eine Aussage über den Einfluss auf die erzeugte Qualität der Werkstücke ist aufgrund der Randbedingungen in der Simulation nicht möglich.

Weiterführend wurden der Einfluss komplexerer Stufenstrukturen auf die Prozesskräfte untersucht [Her15a]. Neben den zwei Stufenwinkeln β und γ wurde die Stufenanzahl der Struktur variiert. Die Auswirkung auf die Prozesskräfte für das Umformen von Stahl bei konstantem niedrigen Reibwert sind in Abbildung 3.12 dargestellt. Bei der Betrachtung des ersten Stufenwinkels β ist zu sehen, dass wenn dieser sehr steil ist, also $\beta = 90^\circ$, dies zu niedrigeren axialen Prozesskräften führt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der Anteil der radialen Prozesskraft, der an der Schräge im Reduzierbereich in axiale Prozesskraft umgewandelt wird, verringert wird. Die Einbringung des zweiten Strukturwinkels γ führt ebenfalls zu einer Verringerung der axialen Prozesskräfte. Durch $\gamma = 5^\circ$ wird dem Werkstoff Raum geschaffen, in welchem er radial nach außen ausweichen kann. Dieses radiale Ausweichen des Werkstoffs spiegelt sich auch bei den radialen Prozesskräften wieder. Bei $\gamma = 5^\circ$ treten geringere radiale Prozesskräfte auf.

Mit steigender Stufenanzahl sinken die axialen normierten Prozesskräfte, die radialen normierten Prozesskräfte steigen hingegen. Somit lässt sich mit der Variation der Stufenanzahl das tribologische Verhalten verändern. Ein glatter Reduzierbereich könnte als Stufenstruktur mit unendlich vielen Stufen gesehen werden. Somit könnte erwartet werden, dass sich mit steigender Stufenanzahl die Prozesskräfte 100 % annähern. Dies ist bei der radialen Prozesskraft auch im Ansatz so, allerdings nicht bei der axialen Prozesskraft. Zu vermuten ist, dass bei immer weniger Stufen auch die Strukturen immer kleiner werden und somit ihre Wirkung wieder verlieren. Dieser Effekt war bei den Sinusstrukturen zu beobachten. Daher steigt die axiale Prozesskraft wieder an und nähert sich 100 %. Es ist ein globales Minimum bei einer gewissen Stufenanzahl zu erwarten, welches in diesen Simulationen nicht abgedeckt ist. Auch sind durch diese Simulationen keine Aussagen über den Einfluss der Struktur auf die erzeugte Werkstückqualität möglich.

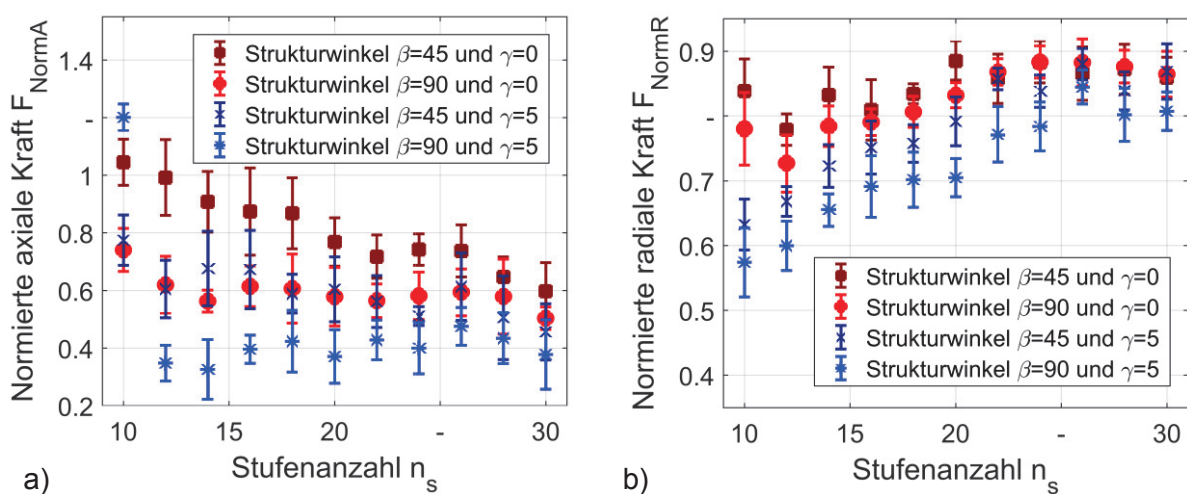


Abbildung 3.12: Normierte Prozesskräfte für die Umformung von Stahl mit unterschiedlichen Stufenstrukturen in der Reduzierzone der Werkzeuge; a) axiale Kraft F_{NormA} , b) radiale Kraft F_{NormR} .

Da jedoch zu erwarten ist, dass die Art und Ausprägung der Struktur einen Einfluss auf die Werkstückqualität, speziell die Oberfläche, hat [Her16a], werden alternative Strukturen untersucht, die eine Gradierung aufweisen. Dies ist auch mit Berücksichtigung der später aufgegebenen Beschichtung von Interesse, da davon auszugehen ist, dass die Strukturform auch einen Einfluss auf die spätere Schichthftung (bei Kombination aus Struktur und Beschichtung auf der Werkzeugbacke) haben wird [Has17]. Für die Untersuchung der Gradierung, das heißt einer über das Werkzeug veränderlichen Struktur, wird die Sinusstruktur betrachtet. Dabei wird die Struktur mit der größten Wellenlänge $\lambda = 1,3 \text{ mm}$ und einer Amplitude von $A = 50 \text{ }\mu\text{m}$ verwendet. In dieser Simulation sind die Werkstücke Stahlrohre und keine Vollstäbe [Her17b].

Die normierte axiale Prozesskraft F_{NormA} in Abhängigkeit des Strukturwerts S für drei verschiedene tribologische Bedingungen ist in Abbildung 3.13 dargestellt. Es sind die gemittelten maximalen axialen Prozesskräfte pro Hub während der stabilen Phase des Prozesses dargestellt. Als Basis für die Normierung der Prozesskräfte dient das Ergebnis der Simulation mit dem Reibwert $\mu = 0,1$ und einem Strukturwert von $S = 0 \text{ }\mu\text{m}$. Ein Strukturwert von $S = 0 \text{ }\mu\text{m}$ bedeutet, dass keine Struktur im Eingriff ist, wohingegen ein steigender Strukturwert auf mehr Struktur beziehungsweise Strukturhöhe im Eingriff hindeutet.

Mit steigendem Strukturwert S sinkt die axiale Prozesskraft. Dies ist bei dem niedrigsten Reibwert über die gesamte Variation vom Strukturwert zu erkennen. Bei einer etwas höheren Reibung von $\mu = 0,15$ ist die maximale Reduktion der axialen Prozesskraft schon bei $S = 180 \text{ }\mu\text{m}$ erreicht. Auch bei dem höchsten Reibwert sinkt die axiale Prozesskraft ab diesem Strukturwert nicht mehr. Der Effekt der Struktur für höhere Reibwerte ist hierbei mit der Normierung auf den niedrigsten Reibwert betrachtet deutlich geringer.

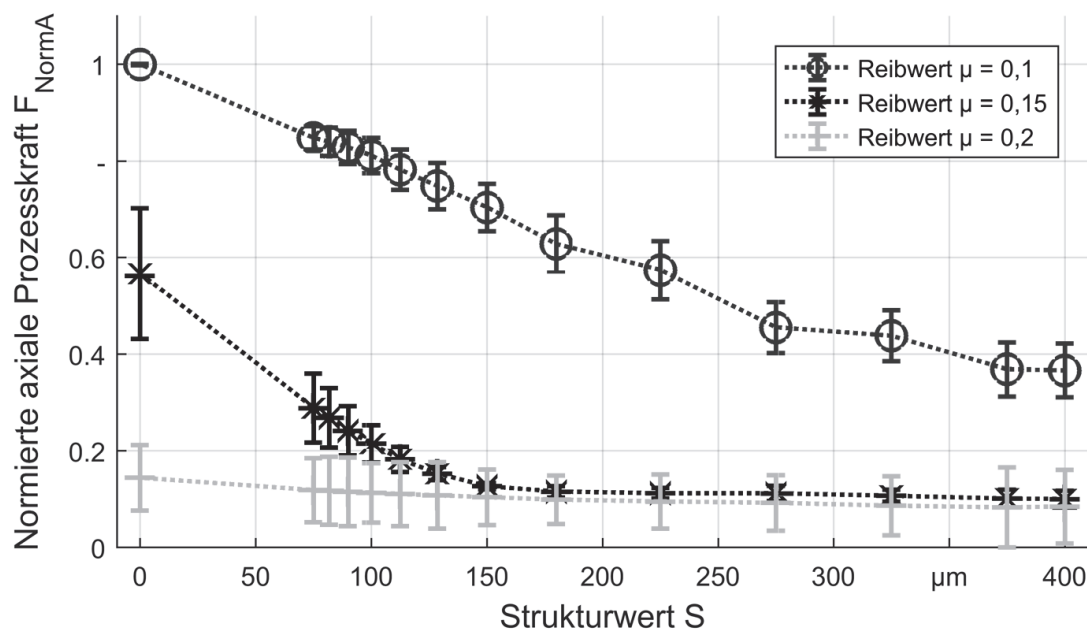


Abbildung 3.13: Normierte Prozesskräfte für die Umformung von Stahlrohren mit unterschiedlich gradierten Sinusstrukturen (Strukturwert S) in der Reduzierungszone der Werkzeuge.

Ein weiteres Gebiet, welches mittels der FEM untersucht werden kann, sind die Dehnraten, welche im Werkstück auftreten. Dies kann Aufschluss darüber geben, wo und welche Belastungen im Werkstück und in der Kontaktzone zwischen Werkstück und Werkzeug auftreten. Diese Erkenntnis kann Informationen über das Schichtverhalten, wie beispielsweise die Adhäsion geben. Die Methode von Liu wurde weiterentwickelt und angewandt um die Dehnraten mittels des planaren Simulationsmodells für Werkzeuge mit Sinusstruktur in der Reduzierzone zu untersuchen ($\mu = 0,1$; $v_f = 2000 \text{ mm/min}$). Hier zeigte sich in einem Wellenzug der Sinusstruktur, dass dort Bereiche mit erhöhten Dehnraten auftreten, wo der Werkstückwerkstoff das erste Mal in Kontakt mit dem Werkzeug kommt. Diese Stellen wandern im Laufe eines Hubes in das Tal der Sinusstruktur. Dahin bewegt sich auch der erste Berührungspunkt, siehe Abbildung 3.14 a). In Abbildung 3.14 b) sind beispielhaft die von Mises-Spannungen (Vergleichsspannung) in der Makrostruktur der Sinusstrukturierung dargestellt. Hier ist zu sehen, dass an den ersten Berührungspunkten die Bereiche höchster Wechselbeanspruchung auf den Bergen der Struktur auftreten, welche zur Schädigung wie beispielsweise Schichtdelamination führen können [Has17]. Die Ergebnisse der FEM-Simulationen zeigen, in welchen kritischen Bereichen höchste Werkzeugbeanspruchung und eine starke Neigung zu Kaltverschweißungen auftreten können.

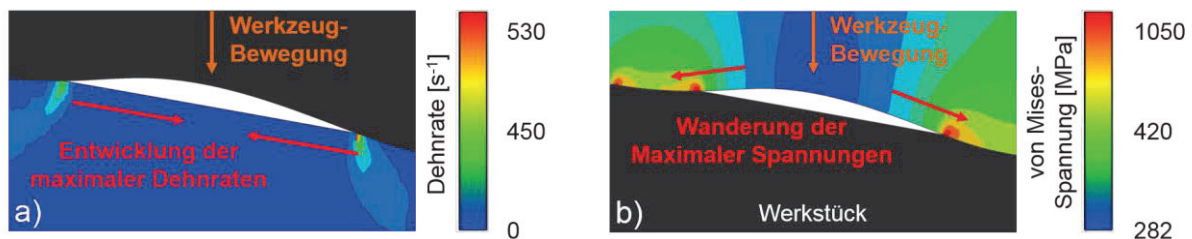


Abbildung 3.14: Planare Simulation mit sinusstrukturierten Werkzeugen während eines Einzelhubes; a) Dehnraten im Werkstück, b) von Mises-Spannung in der Makrostruktur des Werkzeugs.

In der planaren FEM kann weiterhin die plastische Deformation der Sinusstruktur bewertet werden. Auf diese Weise kann geprüft werden, ob lokale plastische Deformationen der Struktur aufgrund des Überschreitens kritischer Spannungen möglich sind. Diese würden Schichtdelamination und somit Verschleiß begünstigen. Abbildung 3.15 zeigt, dass die überwiegende Umformung im Werkstück an der Kontaktstelle zum Strukturberg eintritt. Da es sich um ein gradiertes Werkzeug handelt, ist im linken Strukturberg (der größere der beiden abgebildeten Strukturberge) die plastische Vergleichsdehnung deutlich höher als im zweiten Strukturberg. Im Werkzeug hingegen ist nur eine minimale Verformung der Randelemente zu beobachten. Sie liegen maximal bei $\text{PEEQ} = 0,13 \%$. Die Simulationsergebnisse ergaben eine bleibende Verschiebung der Knoten der Elemente von lediglich 50 nm . Diese ist mit Bezug auf ein Versagen der Werkzeuge (beziehungsweise des Mehrschichtsystems) als unkritisch zu bewerten [Has17].

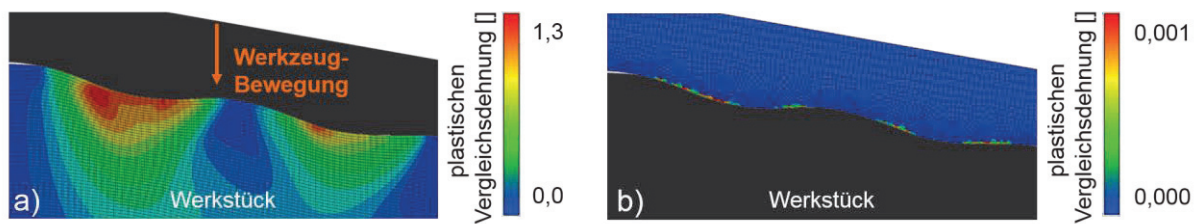


Abbildung 3.15: Plastische Vergleichsdehnung PEEQ; a) im Werkstück, b) im strukturierten Werkzeug.

Mit Hilfe der Simulation wurde mit einem 2D-axialsymmetrischen Modell ein guter Kompromiss zwischen Genauigkeit und Rechenzeit erreicht. Eine weitere im Modell vorgenommene Vereinfachung ist das Reibmodell das auf dem Coulombschen Gesetz beruht. Dieses verliert spätestens dann seine Gültigkeit, wenn ein Werkstoff über die Fließgrenze belastet wird. Für die Ergebnisse dieser Arbeit war die Genauigkeit des Coulombschen Gesetzes für qualitative Aussagen allerdings ausreichend. So konnte eine qualitative Übereinstimmung der axialen Rückweiskraft aus der Simulation mit der experimentell gemessenen Rückdrängung des Vorschubsystems verschiedener gradierter strukturierter Werkzeuge unter unterschiedlichen tribologischen Bedingungen gezeigt werden, siehe Kapitel 5.3 Abbildung 5.45.

Eine Einschränkung, die ein 2D-axialsymmetrisches Modell mit sich bringt, ist die fehlende Berücksichtigung der Rotation der Werkzeuge um das Werkstück. Damit kann der Einfluss des Schlagfolgewinkels, das heißt um wieviel Grad gedreht der nächste Werkzeughub das Werkstück trifft, nicht untersucht werden. Auch mögliche Torsionskräfte, welche auf das Werkstück wirken, sind nicht berücksichtigt. Durch diese Art der Simulation sind demzufolge keine numerischen Aussagen über die erzeugte Werkstückqualität, wie die hier in der Arbeit untersuchte Rundheitsabweichung und Oberflächenrauheit möglich.

Auch komplexere Strukturen auf den Werkzeugen, welche nicht rotationssymmetrisch in der Reduzierzone eingebracht sind, können mit Hilfe des vereinfachten Modells nicht untersucht werden. Es ist denkbar, dass Sinusstrukturen, welche spiralförmig in die Reduzierzone laufen, durch die Rotationsbewegung der Werkzeuge eine weitere Begünstigung des Werkstoffflusses beziehungsweise der axialen Prozesskraft mit sich bringen. Diese Vorstellung ist allerdings mit dem genutzten Modell nicht abzubilden und somit die These nur experimentell belegbar.

Anhand des zweidimensionalen Modells kann die Entwicklung der Geometrie mit Blick auf die Wandstärke, speziell beim Rundkneten von Rohren ohne Dorn, untersucht werden und Aufschluss über den Werkstofffluss geben. Die Reibung und andere Prozessparameter, wie der Vorschub pro Schlag oder die Werkstückgeometrien, haben einen deutlichen Einfluss auf den Werkstofffluss. Es zeigte sich eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment. Außerdem kann neben der Reibung selbst auch eine Anpassung der Werkzeuge durch eine Strukturierung den Werkstofffluss beeinflussen.

Eine weitere Möglichkeit, den Werkstofffluss zu bewerten, ist die Betrachtung der Dehnraten und der plastischen Vergleichsdehnung, welche im Werkstück während und nach der Umformung vorliegen. Dabei zeigte sich speziell an den Strukturen eine inhomogene Entwicklung über die Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Werkstück. Es ergaben sich Positionen mit hohen Dehnraten im Werkstück. An diesen Positionen fand die größte Verlängerung der Elemente statt und somit ist die stärkste Zunahme an neuer Oberfläche zu erwarten. Die stärkste

Adhäsion bei den Versuchen zum Trockenrundkneten von Aluminium war genau in den Regionen im Werkzeug mit den höchsten Dehnungen im Werkstück zu finden. Dies passte sowohl für die Experimente mit den beschichteten Werkzeugen, vergleiche Kapitel 5.2 Abbildung 5.25, als auch für die Strukturen der beschichtet und strukturierten Werkzeuge, vergleiche Kapitel 5.4 Abbildung 5.50.

4 Versuchsaufbau

Im folgenden Kapitel wird die Versuchsanlage beschrieben, mit welcher die Versuche zum Trockenrundkneten durchgeführt wurden. Außerdem wird die genutzte Messtechnik vorgestellt. Für die Vergleichbarkeit der experimentellen Ergebnisse wird der Ablauf beim Trockenrundkneten mit konventionellen Maschineneinstellungen dargestellt und die Versuchseinrichtungen für die Erprobung funktionalisierter Werkzeuge ergänzt.

4.1 Versuchsanlage Rundkneten

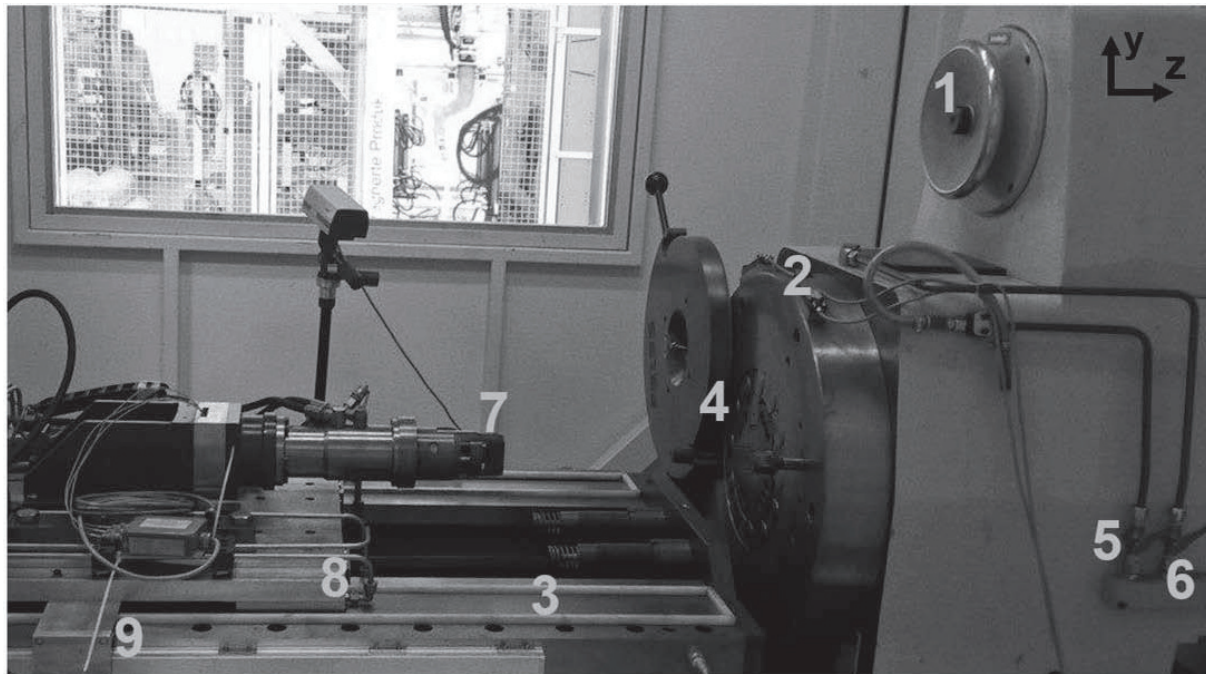
Die Versuche zum konventionellen und schmiermittelfreien Rundkneten wurden mit einem Rundknetkopf der Firma Felss durchgeführt, welcher nur zum Vorschubrundkneten geeignet ist. Bei dem Modell handelt es sich um einen Innenläufer des Typs HE-32, somit ist der Knetkopf zur Bearbeitung von Durchmesser von 32 mm bis etwa 2 mm geeignet. Die Knetwelle mit den vier Werkzeugbacken wird rotierend angetrieben. Die typische Drehzahl der Knetwelle beträgt $302,3 \text{ min}^{-1}$, womit sich durch die Anzahl der Zylinderrollen eine Schlagfrequenz von $f_{\text{st}} = 35,57 \text{ Hz}$ ergibt [Piw07]. Am Knetkopf sind zwei Dehnungsaufnehmer (DMS) angebracht, mit denen die einzelnen Schläge durch die elastische Auffederung des Außenrings detektiert werden können [Piw07]. Beide DMS sind mit einem Versatz von 45° angebracht, sodass jeder Schlag von mindestens einem der DMS gemessen wird. Neben der Detektion des einzelnen Schlags dient die Messung auch als qualitativer Wert für die radiale Prozesskraft.

Der Knetkopf verfügt über eine Ölzufuhr, welche den Kühlschmierstoff auf Höhe der oberen Zylinderrollen in das Knetwerk bringt. Dies dient der Umlaufschmierung und stellt sicher, dass die bewegten Komponenten im Knetwerk geschmiert werden. Eine zweite entkoppelte Ölzufuhr ist in der Deckelplatte integriert und benetzt das Werkstück mit Kühlschmierstoff, während dieses durch das Vorschubsystem in das Knetwerk vorgeschoben wird, siehe Abbildung 4.1. Beide Ölzuführungen lassen sich getrennt dosieren beziehungsweise deaktivieren. Das Vorschubsystem ist durch einen Lineardirektantrieb realisiert. Hier wird ein hydrostatisch geführter Schlitten inklusive einer hydraulischen Spannzange für die Werkstücke bewegt.

Die definierte Bewegung des Schlittens wird mittels eines Wegmesssystems erfasst und geregelt. Aufgrund der geringen dynamischen Steifigkeit des Lineardirektantriebs können keine Axialkräfte hinter der Spannzange gemessen werden. Allerdings kann für die Bewertung der Axialkraft eine qualitative Auswertung der Ausweichbewegung des Antriebschlittens genutzt werden. Sobald ein Schlag der Werkzeuge erfolgt führt die plötzlich auftretende axiale Prozesskraft zu einem rückwärtigen Ausweichen des Lineardirektantriebs. Diese Rückdrängung, das heißt die Abweichung des Schlittens des Vorschubsystems vom Sollwert, wird als Maß der axialen Prozesskraft verwendet.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden experimentell zwei unterschiedliche Werkstoffe untersucht, Stahl 1.0038 (S235) und Aluminium 3.3206 (AlMgSi0,5). Im Ausgangszustand standen jeweils kalt gezogene Rohre mit einem initialen Durchmesser von $d_0 = 20 \text{ mm}$ und einer initialen Wandstärke von $s_0 = 2 \text{ mm}$ zur Verfügung. Diese wurden mit Werkzeugen umgeformt, welche einen nominalen Durchmesser von $d_{\text{nom}} = 15 \text{ mm}$ aufwiesen. Die konventionellen Werkzeuge der Firma Felss, die als Referenz des herkömmlichen Prozesses dienen sollen, weisen in der Reduzierzone eine zusätzliche Aufrauung in Form einer Wolframcarbid-Kobalt-Schicht auf.

Diese Schicht ist in Abbildung 4.2 in Geometrie und Position veranschaulicht. Sie dient der Reibungserhöhung und wirkt somit den axialen Prozesskräften (Rückweiskräften) entgegen. Die sonstigen geometrischen Kennwerte der konventionellen Werkzeugen aus pulvermetallurgischem ASP2023 (1.3344) sind ebenfalls in Abbildung 4.2 ergänzt.



- | | | |
|------------------------|----------------------|---------------------|
| 1 Antrieb | 4 Knetwerk | 7 Spannzange |
| 2 Dehnungsmessstreifen | 5 Ölzufuhr Knetwerk | 8 Vorschubschlitten |
| 3 Führungsbahn | 6 Ölzufuhr Werkstück | 9 Wegmesssystem |

Abbildung 4.1: Versuchsanlage, Rundknetkopf und Vorschubsystem.

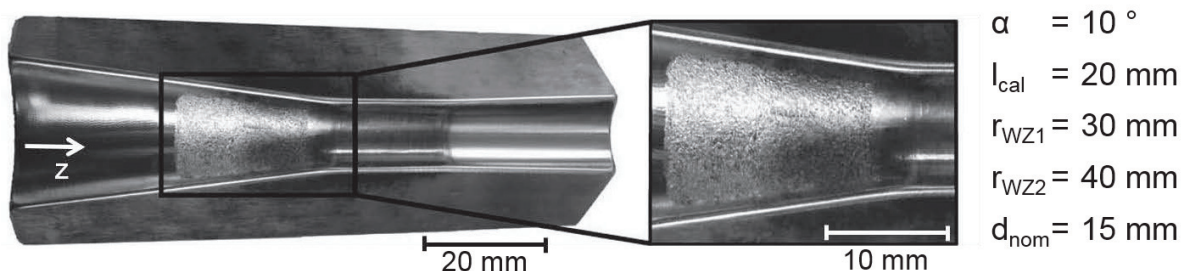


Abbildung 4.2: Konventionelle Werkzeugbacke mit Wolframcarbid-Kobalt-Schicht.

Durch Abschalten der Ölzufuhr für das Werkstück können Kurzzeitversuche zum Trockenrundkneten durchgeführt werden. Eine Schmierung der bewegten Teile des Knetwerks ist durch die getrennte Ölzufuhr weiter gewährleistet. Die Dosierung wird für die trockenen Rundknetversuche auf die erforderte Minimalmenge eingestellt. Durch eine vorhergehende Prüfung mit einem Teststab, auf welchem Ölrückstände gut erkennbar sind, konnte gezeigt werden, dass bei Kurzzeitversuchen infolge der Fliehkraft kein Öl der Umlaufschmierung der bewegten Teile in die Umformzone der Werkzeugbacken vordringt.

Bei Langzeitversuchen ist dies beispielweise durch Kapillareffekte nicht weiter gewährleistet. Für einen solchen Fall kann mit Fett geschmiert werden [Mou11]. Fett als Schmierstoff für das Knetwerk dringt nicht so schnell zur Umformzone vor, funktioniert aber auch nur eine begrenzte Zeit und ist verhältnismäßig aufwändig. Eine weitere Möglichkeit ist, die Umformzone gegen das Eindringen von Schmierstoff aus der Umlaufschmierung zu kapseln. Dies kann zusätzlich dazu dienen, das Eindringen von Abriebpartikeln in das Knetwerk und zwischen die bewegten Teile zu verhindern.

4.2 Messtechnische Geräte

Zur Beurteilung der Veränderungen des Rundknetprozesses und die Auswirkungen auf die Qualität der Werkstücke wurden diese entsprechend den Eigenschaften wie Rundheit, Oberflächenbeschaffenheit und intrinsische Eigenschaften gemessen. Folgend werden die eingesetzten Messgeräte und Methoden kurz beschrieben.

Rundheitsmessgerät

Alle Rohre wurden nach dem Rundkneten mittels eines Taylor-Hobson Rundheitsmessgeräts des Typs Talyrond 252 vermessen. Anhand der Least Squares Circle (LSC) Methode kann die Rundheitsabweichung bestimmt werden [Sui12]. Bei dem Rundheitsmessgerät wird die Probe auf einem Drehtisch mit sechs Spannbacken fixiert. Durch zwei verstellbare Schrauben am Drehtisch kann die Probe nivelliert, das heißt zur Drehachse des Tisches ausgerichtet, werden. Der Messtaster, welcher in z-Richtung der Probe verfahren und in radialer Richtung zugestellt werden kann, hat in einem Messbereich von 0,2 mm eine maximale Auflösung von 1 μm . Dabei wird ein Referenz-Kreis gebildet bei welchem die Summe der Profilabweichungsquadrate minimal ist. Danach werden ein Pferchkreis und ein Hüllkreis konzentrisch zum Referenz-Kreis gebildet, wobei der Pferchkreis die maximale Abweichung nach innen und der Hüllkreis die maximale Abweichung nach außen ergibt. Die Summe aus der Abweichung beider Kreise zum Referenz-Kreis bildet die maximale Rundheitsabweichung RONT.

Konfokales 3D Laserscanning-Mikroskop

Zur Ermittlung der Oberflächenqualität bezüglich der Rauheit wurde ein konfokales 3D Laserscanning-Mikroskop der Firma Keyence, Typ VK-X200 genutzt. Ohne einen mechanischen Kontakt zum Werkstück erfolgt die optische Messung durch Laserabtastung und ermöglicht dreidimensionale Messungen. Die Oberflächenrauheitsmessungen wurden in Anlehnung an ISO 25178 durchgeführt und ausgewertet. Es wird ein 20x Objektiv genutzt, welches eine numerische Apertur von NA 0,46 aufweist. Dies ist knapp unter der Anforderung von $NA \geq 0,5$, welche nach ISO 25178 gegeben ist. Das nächste bessere Objektiv (100x, NA 0,95) führte begründet in der Rundheit der Werkstücke zu erschwerten Messbedingungen und speziell zu nicht durchführbaren Messungen bei den gemessenen Werkzeugen. Durch die Rundung in der Kalibrierzone konnte der Arbeitsabstand nicht ohne Kollision hergestellt werden. Die zu niedrige numerische Apertur des genutzten Objektivs führt zu leicht erhöhten Rauheitswerten (etwa 10 %) [Pri15]. Diese Abweichung gilt allerdings in allen in dieser Arbeit gemessenen Werten, womit eine Vergleichbarkeit gegeben bleibt.

Zur Ermittlung der Sa Flächenrauheitswerte wird ein Tool von Keyence, welches nach ISO 25178 den Sa-Wert bestimmt, genutzt. Bei der Berechnung werden zwei Gaußfilter genutzt, ein S- und ein L-Filter (2 μm und 0,8 mm). Weiterhin ist die Endeffekt-Korrektur aktiviert [Pri15].

Härtemessgerät

Härtemessungen wurden mit einem Fischerscope H100C der Helmut Fischer GmbH durchgeführt. Es wurde die Mikrohärtigkeit nach Vickers bestimmt. Diese wird mit einem Eindringkörper, der die Form einer Pyramide aufweist, ermittelt. Es wird mit einer Prüfkraft senkrecht in die Oberfläche der Probe eingedrückt. Aus dem Mittelwert der Diagonalen des Prüfeindrucks, welcher eine quadratische Fläche ausweist, lässt sich die Vickers-Härte berechnen [Sei14].

Universalprüfmaschine

Mit Hilfe einer Universalprüfmaschine des Typs Inspekt table 100 der Firma Hegewald & Peschke wurden Zylinderkompressionsversuche durchgeführt. Die statische Prüfmaschine erlaubt eine maximale Prüfkraft von 100 kN und eine maximale Prüfgeschwindigkeit von 200 mm/min. Die für die Zylinderkompressionsversuche verwendete Prüfgeschwindigkeit betrug 1 mm/min und die Probe wurde auf 60 % gestaucht. Die Bedienung der Prüfmaschine geschieht mittels der Werkstoffprüfsoftware „LabMaster“. Diese kann die während des Versuchs aufgenommene Kraft-Weg-Kurve in ein Druckspannungs-Stauchungs-Diagramm überführen und weitere Auswertungen, wie Fließspannung und Dehngrenze, liefern.

Diffraktometer

Die Eigenspannungen wurden durch Röntgenbeugung (XRD) unter Verwendung eines Diffraktometers des Typs ETA 3003 mit Vanadium-gefilterter Cr-K α -Strahlung gemessen. Der Strahldurchmesser betrug 1 mm. Der Beugungspeak ($\{211\}$) von α -Eisen wurde mit der $\sin^2\psi$ -Methode bestimmt, um die axialen und tangentialen Eigenspannungen zu ermitteln. Zusätzlich wurde die Halbwertsbreite (FWHM) der Beugungspeaks ausgewertet. Bei Kaltumformungsprozessen von Stahl korreliert die Halbwertsbreite stark mit der Härte und ermöglicht eine qualitative Bewertung seiner Verteilung [Epp11].

4.3 Versuchsplanung

Im Rahmen der Arbeit wurden Rundknetversuche zur Charakterisierung der verschiedenen Werkzeugsätze mit unterschiedlichen Funktionalisierungen durchgeführt. Dabei kann grundsätzlich in Nass, also mit Schmierstoff (Condocut KNR 22), und Trocken, ohne Schmierstoff, unterteilt werden. Beide Versuche wurden mit Stahl- und Aluminiumrohren durchgeführt, wobei der initiale Durchmesser $d_0 = 20\text{ mm}$ immer konstant ist. Alle Rohre wiesen dabei eine Streuung von etwa 50 μm auf. Es wurden vier verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten verwendet, $v_f = 500\text{ mm/min}$, 1000 mm/min , 1500 mm/min und 2000 mm/min . Alle anderen Prozessparameter, wie die Einstellung der Umlaufschmierung, die Werkstückeinspannung, die Schlagfrequenz $f_{st} = 35,57\text{ Hz}$ und der Werkzeughub $h_T = 1\text{ mm}$, wurden gleich gehalten. Die Versuchsvariation ist in Tabelle 1 zusammengefasst.

Tabelle 1: Versuchsvariation.

Parameter	Variation			
Werkzeugsatz	verschiedene Funktionalisierungen			
Schmierung (Condocut KNR 22)	Vollschmierung (Nass)		Ohne Schmierung (Trocken)	
Werkstoff	Stahl		Aluminium	
Vorschubgeschwindigkeit (mm/min)	500	1000	1500	2000

Pro Parametervariation wurden fünf Rohre umgeformt. Dabei konnten bei den geschmierten Versuchen alle fünf Werkstücke hintereinander umgeformt werden. Hingegen musste beim Rundkneten ohne Schmierstoff jedes Mal zwischen den einzelnen Wiederholversuchen das Knetwerk gestoppt werden. Einerseits erfolgte dies, um die Werkzeuge zu begutachten und andererseits um den Einfluss von Partikeln aus dem vorherigen Versuch ausschließen zu können. Weiterhin war somit der Kurzzeitcharakter der Versuche gewährleistet. Vor jedem trockenen Versuch wurde das Knetwerk ausgewischt und jede einzelne Werkzeugbacke sowie das Werkstück mit Ethanol gereinigt und Öl-Rückstände so beseitigt. Eine Restölfilmdicke auf dem Werkstück unter 100 nm, die mit einer solchen Reining erreicht werden kann, ist ausreichend, um die Bedingungen für das Trockenumformen zu schaffen [Alm17].

Nach den Versuchen wurden die aufgenommenen Prozessdaten ausgewertet. Mittels der DMS wurde ein qualitativer Wert für die radiale Prozesskraft über die stabile Prozessphase, das heißt wenn die Werkzeuge im vollen Eingriff sind, gemittelt. Weiterhin stellt die Rückdrängung des Vorschubsystems einen der wichtigsten Prozesswerte dar. Dazu wurde zu jedem Werkzeugschlag, dessen Zeitpunkt mittels der DMS ermittelt wurde, die maximale Rückdrängung des Vorschubschlittens ermittelt. Auch diese wurde am Ende über die stabile Prozessphase gemittelt.

Weiterhin wurde die Qualität der Werkstücke beurteilt. Neben der Messung des finalen Durchmessers d_1 wurde auch die Länge der umgeformten Probe L_1 durch mehrere Messungen für alle Proben bestimmt. Somit konnte mit der vor der Umformung gemessenen initialen Länge L_0 die Längendifferenz ΔL berechnet werden. Diese Messungen wurden wiederholt und dann für jede einzelne der Proben gemittelt. Weiterhin wurde die Rundheitsabweichung bestimmt. Dazu wurden an jeder Probe drei Messungen zwischen 40 mm und 50 mm von der Spitze und weitere drei zwischen 70 und 80 mm von der Spitze durchgeführt. Diese wurden dann je Probe gemittelt. Die Oberflächenqualität wurde mittels Mikroskopaufnahmen bewertet. Pro Probe wurden vier Regionen untersucht, 40 mm und 80 mm von der Spitze entfernt jeweils zwei Messungen, wovon die Zweite nach einer Drehung der Probe um 180° aufgenommen wurde. In den Aufnahmen wurden dann für sechs Felder mit einer Größe von $100 \times 100 \mu\text{m}$ die Rauheit S_a mit Hilfe der Software VK-Analyser nach ISO 25178 bestimmt. Diese wurden dann für alle vier Aufnahmen je Probe gemittelt.

Werkzeugfertigung

Die Fertigung der funktionalisierten Rundknetwerkzeuge startete mit dem Zugsägen des Rohmaterials. Dieses wurde dann am „Leibniz-Institut für Werkstofforientierte Technologien“ in der Abteilung Hochpräzisionstechnik durch dreiaxsiges Fräsen mit der Geometrie der Reduzierzone, der Kalibrierzone, der Auslaufzone und der konischen Flanken (Dachflächen) versehen.

Der eingesetzte Kugelfräser hatte dabei einen Durchmesser von 12 mm. Anschließend wurde das Halbzeug gehärtet ($62 \pm 0,6$ HRC) und die Seitenflächen geschliffen. Dann folgte die Feinbearbeitung der geometrischen Merkmale, wobei wieder dreiachsrig mit dem Kugelfräser des Durchmessers 12 mm nachgearbeitet wurde. Final wurde die Sinusstruktur in der Reduzierzone durch eine dreiachsige Mikrofräsmaschine erzeugt. Hartbeschichtete Wolframcarbid-Mikrokugelfräser mit einem Durchmesser von 0,5 mm kamen zum Einsatz. Die Spindeldrehzahl (40000 min^{-1}) und die Vorschubgeschwindigkeit (1500 mm/min) wurden konstant gehalten; zum Schrappen betrugen Schnittbreite und Tiefe $20 \text{ }\mu\text{m}$ und zum Schlichten $5 \text{ }\mu\text{m}$. Die Wegerzeugung des Fräswerkzeugs wurde für alle Fräsoperationen mittels CAD/CAM-Programmierung durchgeführt [Her17c].

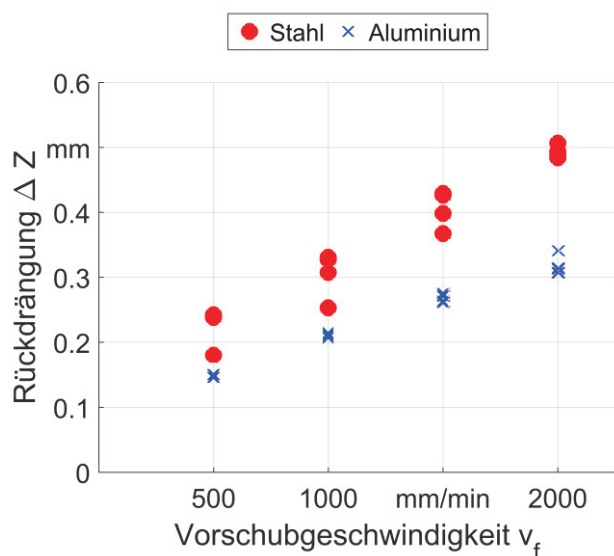
Für die funktionalisierten Rundknetwerkzeuge mit einer Beschichtung erfolgte nach der letzten Fräsoperation eine Nachbearbeitung und Reinigung der Werkzeugoberfläche. Danach wurden die Werkzeuge am „Leibniz-Institut für Werkstofforientierte Technologien“ in der Abteilung Oberflächentechnik in einer CemeCon CC800/9 SinOX Magnetron-Sputter-Anlage beschichtet [Has15].

5 Experimentelle Untersuchung

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen wurde zwischen konventionellen und funktionalisierten Werkzeugen unterschieden. Für den konventionellen Werkzeugsatz wurde neben dem Einfluss des Schmiermittels auf den Prozess auch dessen Einfluss auf das Werkstück untersucht. Dadurch wurde eine Ausgangsbasis geschaffen, mit der die Ergebnisse der Untersuchungen der funktionalisierten Werkzeuge verglichen werden können. Bei Letzteren wurden zuerst die Strukturierungen und Beschichtungen getrennt betrachtet. Darauffolgend wurden die Auswirkungen der Kombination beider Funktionalisierungen aufgezeigt.

5.1 Konventionelle Werkzeuge

Zur Gewährleistung einer guten Vergleichsbasis wurde zunächst die Ausgangssituation beim Trockenrundkneten mit konventionellen Werkzeugen ermittelt. Dafür werden Stahl- und Aluminiumrohre umgeformt. Als Ergebnis der Experimente zeigt die Rückdrängung repräsentativ für die axiale Prozesskraft im geschmierten Zustand eine klare lineare Abhängigkeit im Bereich der vier untersuchten Vorschubgeschwindigkeiten, siehe Abbildung 5.1. Die Zunahme der axialen Prozesskraft ist durch das höhere umzuformende Volumen pro Werkzeughub zu erklären. Der Betrag der axialen Prozesskraft ist deutlich niedriger für Aluminium. Eine geringere Fließspannung des Werkstoffs führt zu geringeren benötigten Umformkräften.

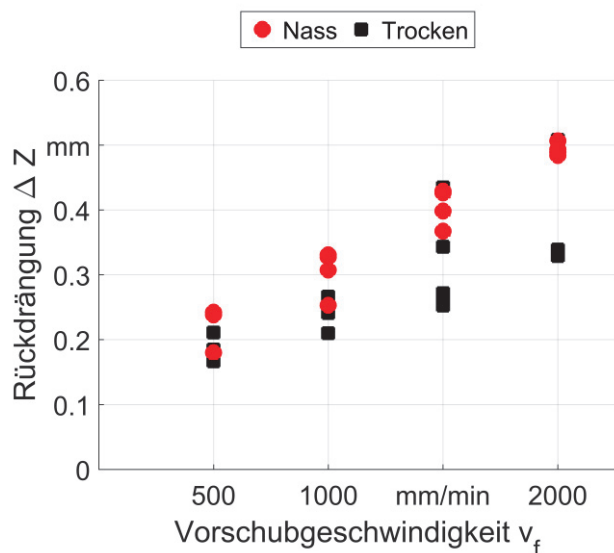


d_0	20 mm
d_{nom}	15 mm
f_{st}	35,57 Hz
Schmierung	Vollschmierung
Werkzeug	Konventionell
Halbzeug	Rohr ($s_0 = 2$ mm); Stahl, Aluminium

Abbildung 5.1: Axiale Rückdrängung des Vorschubsystems für die geschmierte Umformung von Stahl und Aluminium mit konventionellen Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten.

Im Umformprozess ohne Schmierstoff muss zwischen Stahl und Aluminium unterschieden werden. So zeigt sich bei der Umformung von Stahl, dass die Abhängigkeit der axialen Prozesskraft von der Vorschubgeschwindigkeit im trockenen Prozess abnimmt. Speziell für die höheren Vorschubgeschwindigkeiten fällt die Rückdrängung geringer aus als im geschmierten Prozess, siehe Abbildung 5.2. Diese Beobachtung lässt sich mit der erhöhten Reibung der Trockenbearbeitung erklären.

Eine weitere Funktion, die bei der Trockenbearbeitung nicht erfüllt wird, ist das Ausspülen der Umformzone von abrasiven Partikeln. Es ist davon auszugehen, dass durch die veränderte Reibung zusätzlich mehr Partikel erzeugt werden [Böh17b]. Diese Partikel setzen sich in der Wolframcarbid-Kobalt-Schicht fest. Weiterhin sind in der Kalibrierzone der Werkzeuge große Mengen von Abriebpartikeln zu erkennen, siehe Abbildung 5.3 a) (vgl. Abbildung 4.2). Somit wird die Funktion der Schicht zur Anpassung der Reibung, als auch die Funktion des Werkzeugs im Prozess beeinträchtigt [Her15b].



d_0	20 mm
d_{nom}	15 mm
f_{st}	35,57 Hz
Schmierung	Nass, Trocken
Werkzeug	Konventionell
Halbzeug	Rohr ($s_0 = 2$ mm); Stahl

Abbildung 5.2: Axiale Rückdrängung des Vorschubsystems für die Umformung von Stahl, Nass und Trocken mit konventionellen Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten.

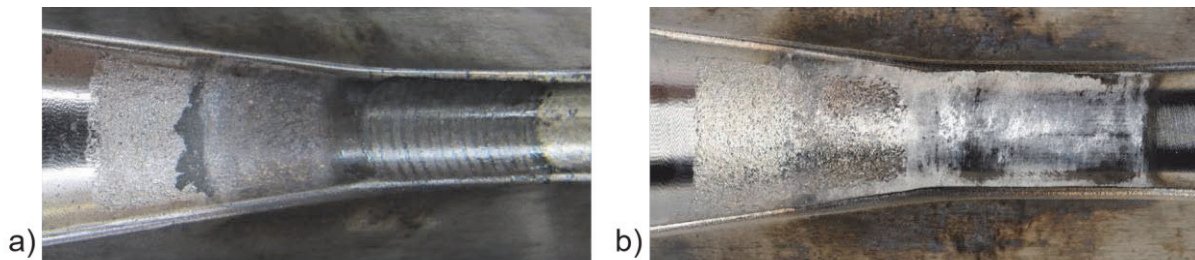


Abbildung 5.3: Konventionelle Werkzeugbacke nach dem Trockenumformen; a) Abriebpartikel auf der Wolframcarbid-Kobalt-Schicht in der Reduzier-, sowie in der Kalibrierzone nach dem Umformen von Stahlrohren, b) Aluminiumadhäsion in der Reduzier- sowie Kalibrierzone nach dem Umformen von Aluminiumrohren (vgl. Abbildung 4.2).

Bei der Umformung von Aluminium ohne Schmiermittel zeigte sich sofort bei der ersten Probe eine extreme Adhäsionsneigung des Aluminiums zum Werkzeugstahl. Die Wolframcarbid-Kobalt-Schicht wurde großflächig mit Aluminium zugesezt und hat somit seine Funktion vollständig verloren. Auch die Kalibrierzone zeigte starke Aluminiumadhäsion, siehe Abbildung 5.3 b). Dies führte zu einer irreversiblen Schädigung des Werkzeugsatzes. Die Wolframcarbid-Kobalt-Schicht musste vollständig entfernt und erneuert werden. Von weiteren Versuchen mit konven-

tionellen Werkzeugen zum trockenen Rundkneten von Aluminiumrohren wurde deshalb abgesehen. Als Resultat des Experiments zeigte sich, wie wichtig die Funktion des Schmiermittels als Trennmittel bei der Umformung von Aluminium ist. Es schützt Werkzeug und Werkstück vor Verschleiß, speziell der Aluminiumadhäsion.

Die Aluminiumadhäsion betraf hauptsächlich die Wolframcarbid-Kobalt-Schicht. Zur weiteren Untersuchung des Verhaltens der axialen Prozesskräfte wurden daher zusätzlich Werkzeuge untersucht, welche keine Wolframcarbid-Kobalt-Schicht aufweisen, siehe Abbildung 5.4 a). Solche Werkzeuge kommen auch konventionell in Umformoperationen zum Einsatz, bei denen keine hohen axialen Prozesskräfte zu erwarten sind. Dies gilt insbesondere bei leicht umzuformenden Werkstoffen, kleinen Zielgeometrien oder geringen Umformungen. Dieser weitere Werkzeugsatz weist die gleichen geometrischen Merkmale wie die konventionellen Werkzeuge mit Wolframcarbid-Kobalt-Schicht auf. Allerdings wurde der Satz nicht von der Firma Felss, sondern eigens in Kooperation mit dem Leibnitz-IWT aus dem Werkstoff 1.2379 gefertigt.

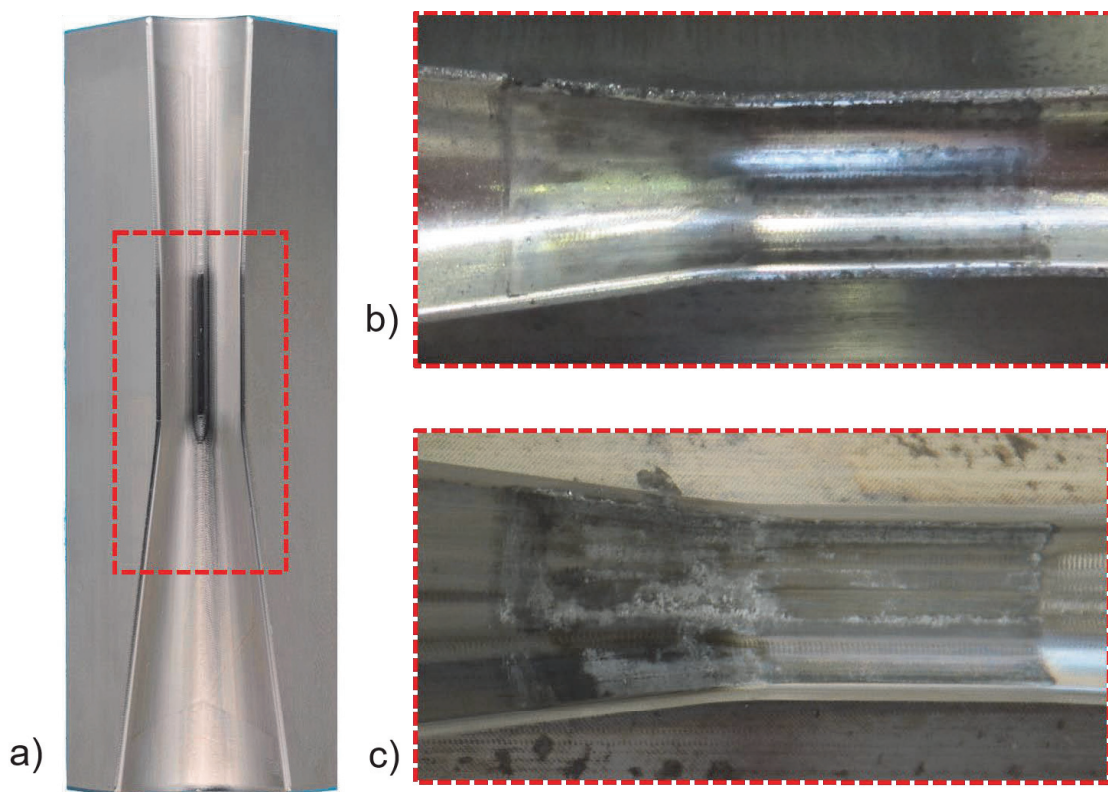


Abbildung 5.4: Konventionelle Werkzeuge ohne Wolframcarbid-Kobalt-Schicht; a) neu, b) mit Abriebpartikeln nach dem Trockenrundkneten von Stahlrohren, c) mit Aluminiumadhäsion nach dem Trockenrundkneten von Aluminiumrohren.

Mit diesen glatten konventionellen Werkzeugen ohne Wolframcarbid-Kobalt-Schicht wurden Versuche sowohl mit Stahl- als auch mit Aluminiumrohren mit vier verschiedenen Vorschubgeschwindigkeiten, mit und ohne Schmiermittel, durchgeführt. Mit Blick auf die Partikelbildung nach dem Trockenumformen von Stahl war zu erkennen, dass die Anhaftung von Abriebpartikeln geringer war, als nach dem Umformprozess mit den Werkzeugen, welche eine Wolframcarbid-Kobalt-Schicht aufweisen, siehe Abbildung 5.4 b). Daraus folgt, dass die Erhöhung

der Reibung durch die Wolframcarbid-Kobalt-Schicht einen Einfluss auf die Bildung von Abriebpartikeln bei der Umformung hat. Bei der Nutzung der Werkzeuge zum trockenen Rundkneten von Aluminiumrohren zeigte sich wie zuvor eine starke Aluminiumadhäsion an der Werkzeugoberfläche. Zwar fiel diese geringer aus, als bei dem Werkzeugsatz mit Wolframcarbid-Kobalt-Schicht, siehe Abbildung 5.4 c), führte dennoch zum Ausfall der Werkzeuge.

Aufgrund starker Aluminiumadhäsion war die weitere Umformung von Aluminiumrohren mit konventionellen Werkzeugen ohne Wolframcarbid-Kobalt-Schicht nur mit Schmiermittel möglich. Bei der Betrachtung der axialen Prozesskräfte geschmierter Umformungsprozesse von Aluminiumrohren mit den zwei verschiedenen Werkzeugsätzen fällt auf, dass die erhöhte Reibung, bedingt durch die Wolframcarbid-Kobalt-Schicht, zu einer reduzierten axialen Prozesskraft führt. Allerdings fällt dieser Unterschied aufgrund der von sich aus geringeren Prozesskräfte niedrig aus [Her16b].

Da mit beiden Werkzeugsätzen keine vollständige trockene Versuchsreihe von Aluminiumrohren durchgeführt werden konnte, ist eine detaillierte Auswertung der Werkstückqualität nicht möglich. Jedoch ist in Abbildung 5.5 an zwei repräsentativen umgeformten Aluminiumrohren zu erkennen, dass sich an der Oberfläche großflächig Werkstoffausbrüche bilden. Diese führen letztendlich zu einer extremen Verschlechterung der Rundheitsabweichung und der Oberflächenrauheit.

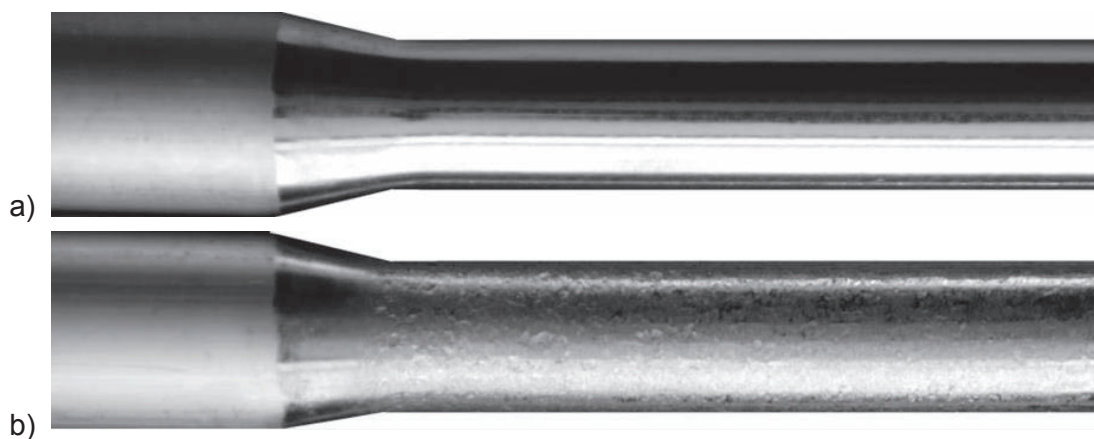


Abbildung 5.5: Ausschnitt eines Aluminiumwerkstücks, umgeformt mit konventionellen Werkzeugen ohne Wolframcarbid-Kobalt-Schicht bei $v_f = 500$ mm/min; a) Nass, b) Trocken.

Im Hinblick auf die Rückdrängung, und somit auf die axiale Prozesskraft, bei der Umformung von Stahl ist zu erkennen, dass im Prozess der Unterschied zwischen der Umformung mit und ohne Schmiermittel viel deutlicher zu sehen ist. Die axiale Prozesskraft wird durch den Verzicht auf Schmiermittel deutlich stärker gesenkt, als bei den Werkzeugen mit Wolframcarbid-Kobalt-Schicht, siehe Abbildung 5.6. Grund dafür ist der deutlich stärkere Unterschied in der Reibung zwischen geschmierter und ungeschmierter Zustand. Außerdem fällt auf, dass die Trockenumformung zu einer größeren Streuung der Rückdrängung zwischen den Wiederholversuchen führt. Speziell bei der Umformung von Stahl, bei der höhere Prozesskräfte auftreten, ist eine Kontrolle der Rückdrängung durch Beeinflussung der Reibung wichtig. Wie gezeigt, ist eine solche Kontrolle durch eine Wolframcarbid-Kobalt-Schicht möglich, allerdings nicht im ungeschmierten Prozess. Hier verliert durch den erhöhten Partikelabrieb und die fehlende Spülwirkung die Schicht ihre Funktion und beeinflusst den Prozess negativ [Her15b].

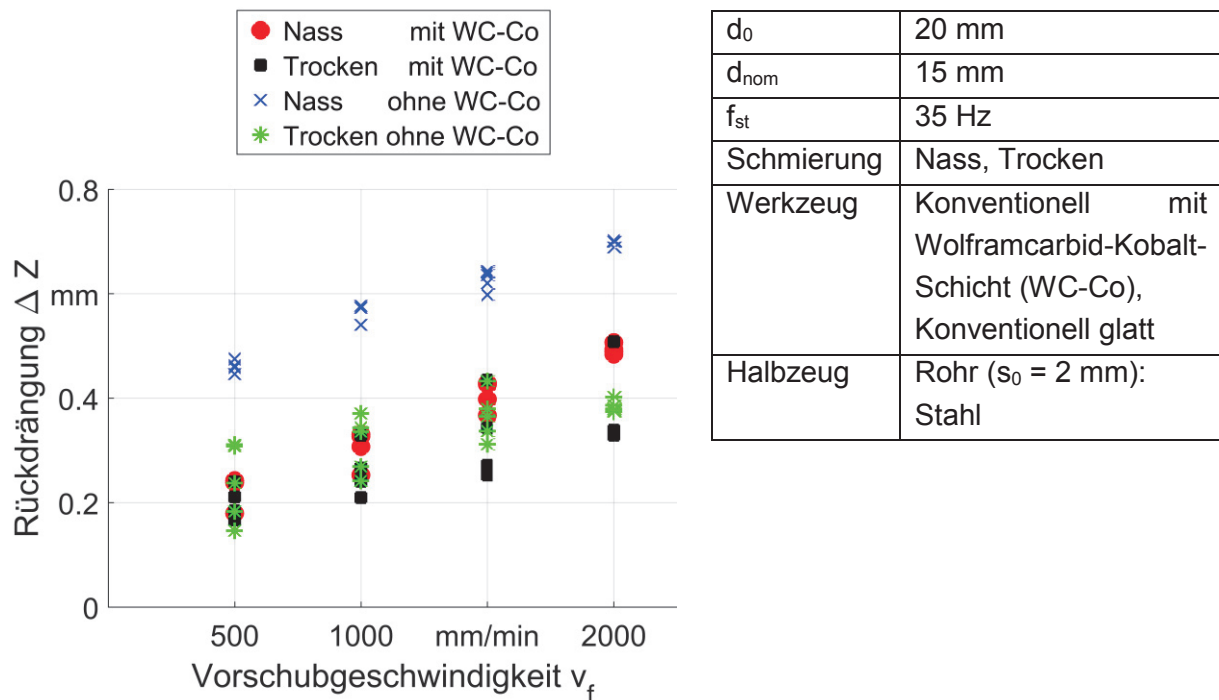


Abbildung 5.6: Axiale Rückdrängung des Vorschubsystems für die Umformung von Stahl, Nass und Trocken mit konventionellen Werkzeugen mit und ohne Wolframcarbid-Kobalt-Schicht (WC-Co) für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten.

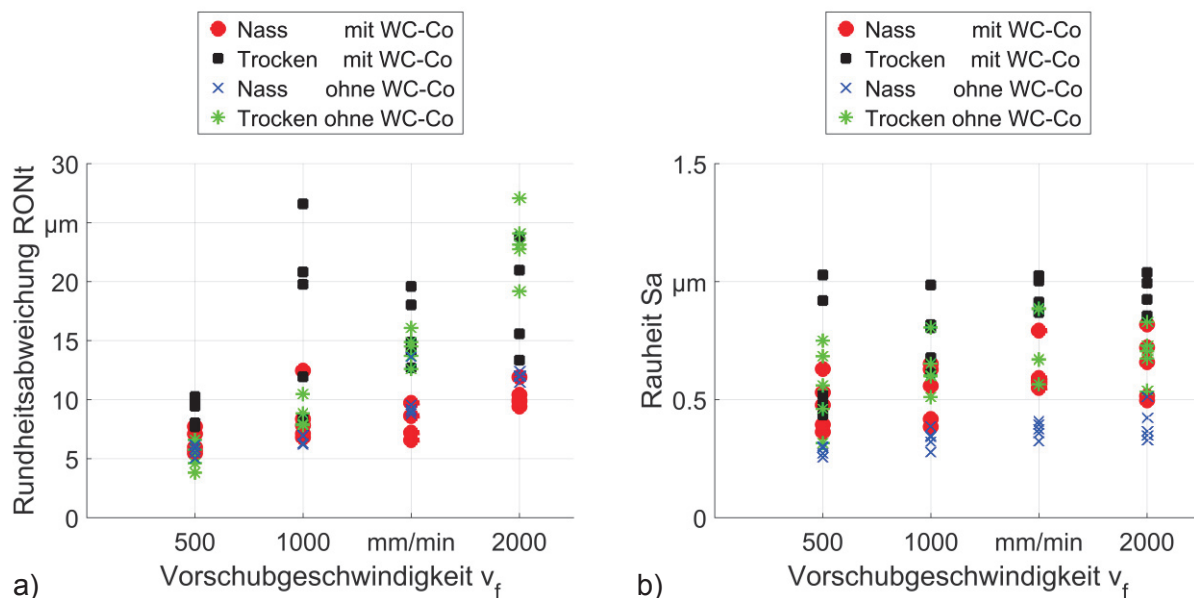


Abbildung 5.7: Werkstückqualität der umgeformten Stahlrohre, Nass und Trocken mit konventionellen Werkzeugen mit und ohne Wolframcarbid-Kobalt-Schicht (WC-Co) für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten; a) Rundheitsabweichung, b) Oberflächenrauheit.

Werden die bearbeiteten Stahlrohre betrachtet und die erzeugte Werkstückqualität bewertet, so zeigt sich ein eindeutiger Einfluss der Trockenbearbeitung. Es ergibt sich in Abbildung 5.7 a), dass eine größere Rundheitsabweichung, sowohl nach der Trockenbearbeitung

von Stahl mit den konventionellen Werkzeugen, als auch ohne Wolframcarbid-Kobalt-Schicht, auftritt. Weiterhin steigt die Streuung der Rundheitsabweichung über die Wiederholversuche. Ein vergleichbares Verhalten ist bei der Oberflächenrauheit zu beobachten, siehe Abbildung 5.7 b). Ebenso weisen Rundheitsabweichung, sowie die Oberflächenrauheit schlechtere Werte mit steigender Vorschubgeschwindigkeit auf. Grund dafür ist das erhöhte Umforminkrement.

Durch eine Änderung der Vorschubgeschwindigkeit sowie durch die veränderte Reibung ergibt sich eine veränderte Umformung pro Schlag. Dies führt zu einer Änderung der finalen Geometrie wie dem final produzierten Durchmesser der Rohre oder der axialen Längung und der damit gekoppelten Wandstärkenzunahme. Explizit führt die erhöhte Umformung pro Schlag, erzeugt durch die Erhöhung des Vorschubinkrements, zu einer leichten Zunahme des Durchmessers bei der Umformung mit den Werkzeugen ohne Wolframcarbid-Kobalt-Schicht. Diese ist begründet in der erhöhten radialen Prozesskraft und somit mit einer erhöhten Aufweitung des Außenrings des Knetkopfs [Mou18]. Der Verzicht auf Schmiermittel wiederum führt zu einer geringfügigen Verringerung des finalen Durchmessers bei beiden Werkzeugsätzen. Die Abweichung des finalen Durchmessers zwischen den beiden untersuchten Werkzeugsätzen ist analog zu der Abweichung der nominalen Durchmesser beider Werkzeugsätze.

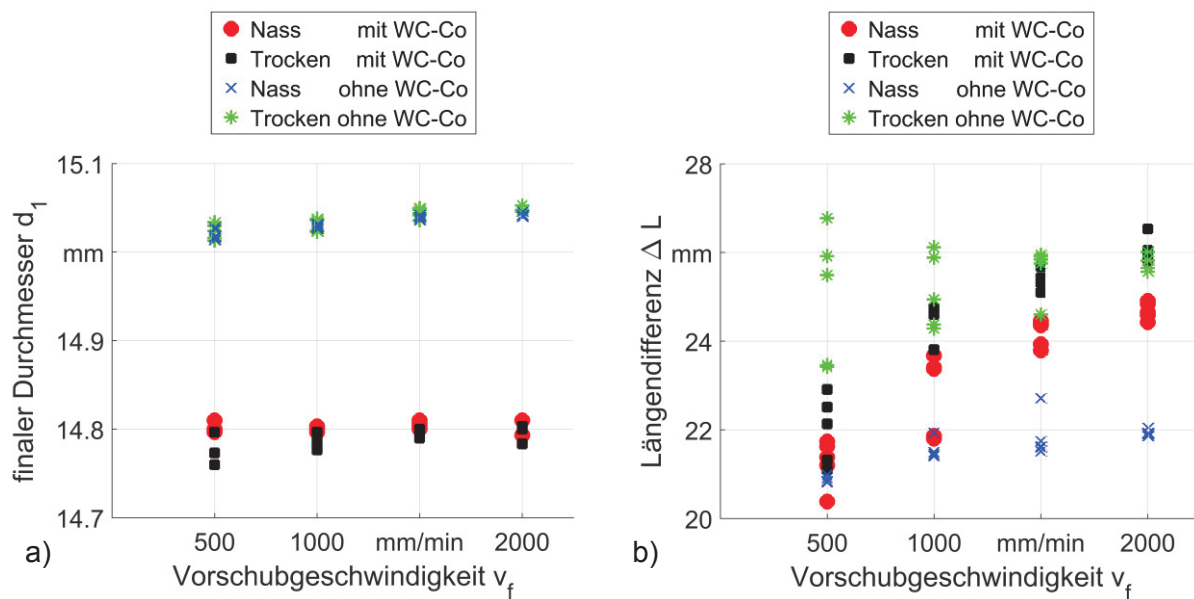


Abbildung 5.8: Finale Geometrie rundgekneteter Stahlrohre mit konventionellen Werkzeugen, Nass und Trocken für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten; a) finaler Durchmesser, b) Längenänderung.

Ein weit stärkerer Einfluss der Reibung zeigt sich bei der Betrachtung der Längung der Probe. Aufgrund der Umformung von Rohren ohne Dorn wird der Werkstofffluss in radiale Richtung nicht begrenzt. Wie stark der Werkstoff radial oder axial fließt hängt also hauptsächlich von Prozessparametern wie Vorschub und Reibung ab. Es zeigt sich, dass mit steigendem Vorschub die Probe mehr in axiale Richtung fließt und sich somit stärker längt, siehe Abbildung 5.8 b). Dieser Einfluss ist für verschiedene Wandstärken simulativ und experimentell bestätigt worden [Liu18a]. Den gleichen Einfluss zeigt eine Reibungserhöhung während der Umformung. So längen sich die Stahlrohre, die trocken umgeformt wurden, bei erhöhter Reibung

stärker als Rohre, welche geschmiedet umgeformt wurden. Die Rohre, welche mit der niedrigsten Reibung (geschmiedet mit den Werkzeugen ohne Wolframcarbid-Kobalt-Schicht) umgeformt wurden, zeigen auch die kürzesten Längendifferenzen. Somit lässt sich durch eine Steigerung der Reibung eine Begünstigung des axialen Werkstoffflusses erreichen [Liu18b].

Im Querschliff wird allerdings ersichtlich, dass der Wandstärkenverlauf nicht gradlinig verläuft, sondern Schwankungen unterliegt. Diese Schwankungen kommen im langwelligen Bereich von einem unregelmäßigen Wandstärkenverlauf, der bereits im umzuformenden Halbzeug vorhanden ist, siehe Abbildung 5.9. Diese initiale Schwankung ist damit zu erklären, dass die Rohre nahtlos kaltgezogen sind. Es zeigt sich auch prozessbedingt eine kurzwellige Variation der Wandstärke. Diese werden stärker mit steigender Vorschubgeschwindigkeit. Insgesamt sind immer acht Wellenzüge über dem Umfang eines Rohres zu sehen. Dies ist besonders gut am Beispiel eines Stahlrohres, das bei einer hohen Vorschubgeschwindigkeit von $v_f = 5000 \text{ mm/min}$ umgeformt wurde, zu verdeutlichen. Das Verhalten der schwankenden Wandstärke ist unabhängig vom Schmierzustand zu beobachten.

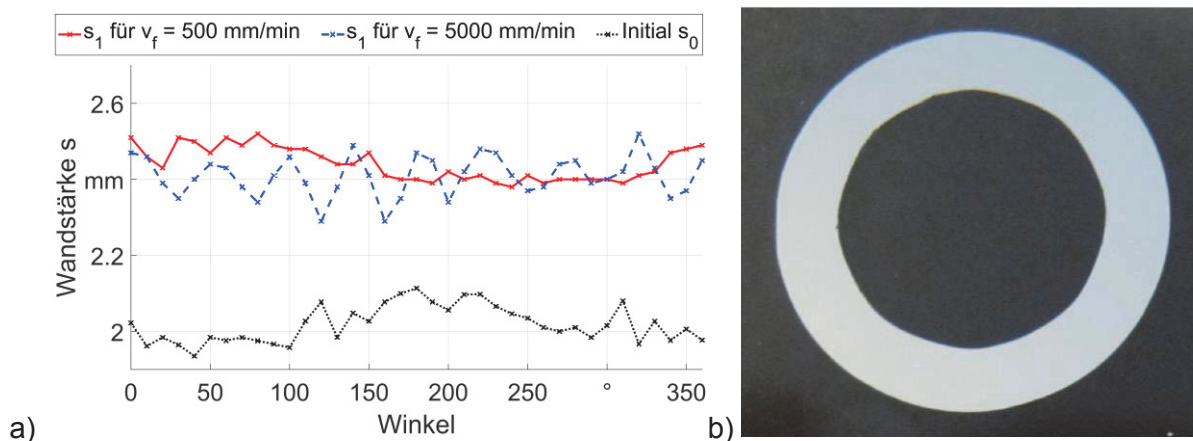


Abbildung 5.9: Wandstärkenverlauf für geschmiedet umgeformte Stahlrohre; a) über den Winkel für zwei Vorschubgeschwindigkeit und Anfangszustand, b) Querschliff Nass $v_f = 500 \text{ mm/min}$.

Aus Abbildung 5.10 ist zu entnehmen, dass Trockenumformen die intrinsischen Eigenschaften der Werkstücke, wie die Härte, steigert. Die gemessene Vickers-Härte verläuft über die Wandstärke sowohl für die geschmiedet als auch ungeschmiedet umgeformten Stahlrohre vergleichbar. So ist am Beispiel der Umformung von Stahlrohren mit $v_f = 1500 \text{ mm/min}$ zu sehen, dass die Härte außerdem an der Oberfläche des Rohres am niedrigsten ist und zur inneren Oberfläche des Rohres zunimmt. Die gemittelte Härte ist nahezu unabhängig von der Vorschubgeschwindigkeit, jedoch treten leicht höhere Härten für die Umformung ohne Schmiermittel bei allen Vorschubgeschwindigkeiten auf.

Neben der Härte wurde auch die Veränderung der Festigkeit untersucht. Hierzu wurde anstelle von Rohren Vollmaterial aus Stahl (1.0038) mit konventionellen Werkzeugen mit und ohne Schmiermittel umgeformt. Die gezogenen Stäbe wurden zuvor mittels Wärmebehandlung geölt. Betrachtet wurden zwei unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten $v_f = 500$ und 1000 mm/min . Die Festigkeit wurde einerseits für den Kern ($r = 5 \text{ mm}$) des umgeformten Werkstücks, sowie für ein Ringsegment ($r_{\text{innen}} = 5 \text{ mm}$ und $r_{\text{außen}} = 7,5 \text{ mm}$) bestimmt. Gemessen

wurden jeweils drei Wiederholversuche. Sowohl für das Kernsegment als auch für das Ringsegment ist zu erkennen, dass die Vorschubgeschwindigkeit nur einen geringen zu vernachlässigenden Einfluss auf die Festigkeit hat, siehe Abbildung 5.11. Hingegen führt der Verzicht auf das Schmiermittel zu einer leichten Zunahme der Festigkeit. Dabei ist zu sehen, dass die Zunahme beim Ringsegment markanter ist als beim Kern. Dies beruht darauf, dass speziell das Ringsegment im direkten tribologischen Kontakt während der Umformung ist. Die erhöhte Festigkeit des Kernsegments im Vergleich zum Ringsegment ist auf die Art beziehungsweise Geometrie der Druckprobe zurückzuführen. So kann im Gegensatz zum Kernsegment beim Ringsegment der Werkstoff nicht nur nach außen, sondern auch nach innen ausweichen.

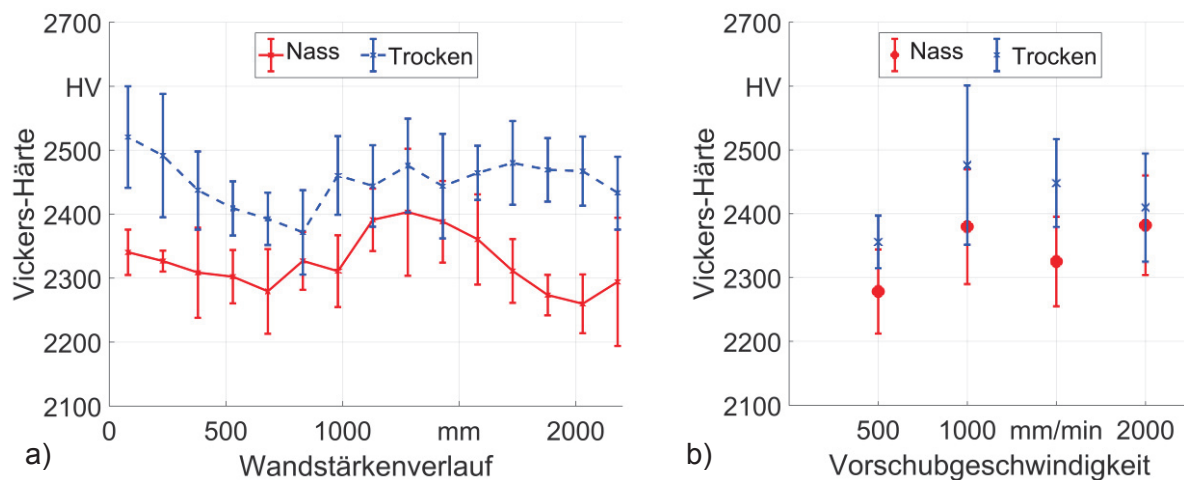


Abbildung 5.10: Härte von Stahlrohren, umgeformt mit konventionellen Werkzeugen; a) Härteverlauf über die Wandstärke Nass und Trocken für $v_f = 1500$ mm/min, b) mittlere Härte, Nass und Trocken für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten.

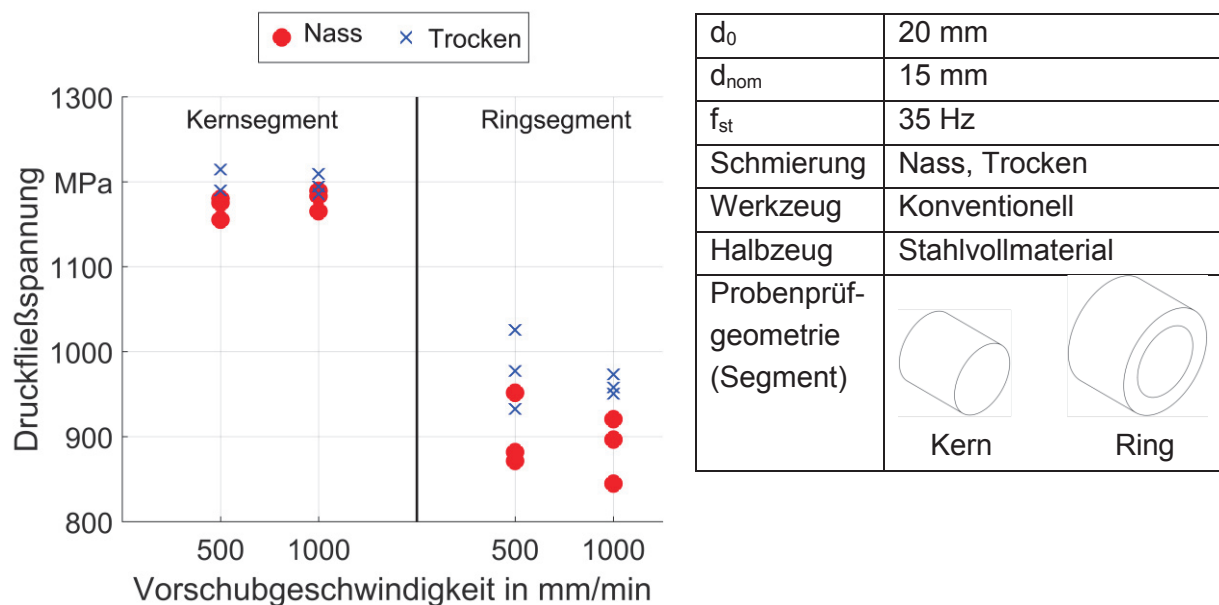


Abbildung 5.11 Festigkeit von umgeformten Stahlvollmaterial bei zwei Vorschubgeschwindigkeiten, Nass und Trocken für Kern- und Ringsegmente.

Die unterschiedlichen Werkstoffmodifikationen können auf die veränderte Reibung und den damit veränderten Werkstofffluss zurückgeführt werden [Cha18]. So ist zu sehen, dass nach dem Rundkneten ohne Schmiermittel stärkere Zugeigenspannungen an der Oberfläche der umgeformten Rohre auftreten, siehe Abbildung 5.12 a) (Messungen Leibnitz-IWT). Hingegen zeigen die Rohre, die mit Schmiermittel umgeformt wurden, Eigenspannungen, welche mehr in den Druckbereich reichen. Die Schwankungen der Eigenspannungen über der axialen Position kann durch die Fluktuation der aktuell tatsächlich wirkenden Prozessparameter erklärt werden. Diese können zum Beispiel auf Schwankungen der Bauteilmaße wie bei den Zylinderrollen in ihren vergebenen Toleranzen zurückgeführt werden. Die intrinsischen Werkstückeigenschaften (speziell Eigenspannungen) reagieren deutlich sensibler auf diese Schwankungen, als äußere Eigenschaften wie Durchmesser oder Rundheit [Cha18]. Bei der Halbwertsbreite kann an der Oberfläche der Rohre kein deutlicher Unterschied in Anhängigkeit des Schmierzustandes festgestellt werden, siehe Abbildung 5.12 b). Die Kaltverfestigung scheint allerdings in den Bereichen nahe der Oberfläche speziell durch die höhere Reibung stärker, wie sich bei den Härtemessungen gezeigt hatte.

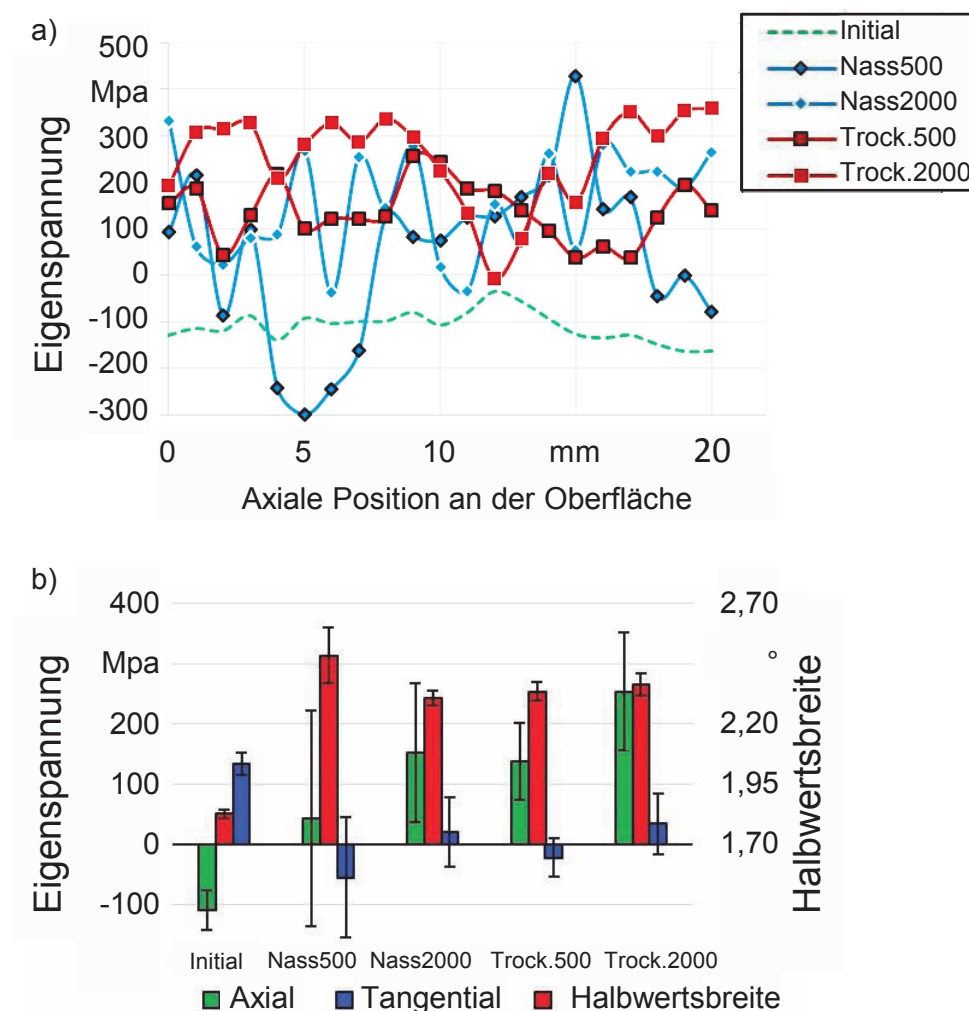


Abbildung 5.12 Werkstoffmodifikation von umgeformten Stahlrohren Nass und Trocken mit $v_f = 500 \text{ mm/min}$; a) axiale Eigenspannung über die axiale Werkstückposition, b) gemittelte Eigenspannungen und Halbwertsbreite, nach [Cha18].

Temperaturuntersuchung

Mit den konventionellen Werkzeugen mit Wolframcarbid-Kobalt-Schicht wurden weiterhin Untersuchungen zur Temperaturentwicklung beim Rundkneten gemacht. Dabei fokussierte sich die Untersuchung auf das Umformen von Stahlrohren mit und ohne Schmiermittel und für Aluminiumrohre auf Versuche mit Schmiermittel, da wie erwähnt Trockenrundkneten aufgrund starker Aluminiumadhäsion nicht möglich ist.

Für die Temperaturmessung wurde ein spezieller Temperaturmessdorn entwickelt. Dieser ist während des Umformprozesses innerhalb des Rohres platziert und misst die Temperatur an der Oberfläche im Rohrinernen während des Prozesses. Der Temperaturmessdorn besteht aus einem Schaumstoffkern, welcher im Bereich des Rohres platziert ist, an dem nicht umgeformt wird. Daran schließt eine aus Kupferdraht gewickelte Spirale an. An dieser Spirale befinden sich die eigentlichen Temperaturmesssensoren (PT100 - Platin-Messwiderstände mit einem Nennwiderstand $R_0 = 100 \, \Omega$ bei $0 \, ^\circ\text{C}$), siehe Abbildung 5.13 a). Die Sensoren werden durch die gewickelte Spirale an die innere Oberfläche des Rohres gedrückt und lassen die durch den Prozess bedingte Durchmesserreduktion, sowie die Rohrlängung zu. Der erste Sensor befindet sich 35 mm von der Spitze des Rohres entfernt (PT-1). Der zweite PT100 ist 130 mm von der Spitze entfernt positioniert (PT-2) und somit am Ende des Umformprozesses in der Umformzone der Werkzeuge. Das Innere der Spitze des Werkstücks wird mit einem weiteren Schaumstoffkern verschlossen. Das schützt die Sensoren während der Umformung vor dem eindringenden Schmiermittel. Zur Messung werden die Kabel durch ein Langloch am Ende des Rohres geführt, sodass die Temperaturentwicklung während des Prozesses online aufgezeichnet werden kann, siehe Abbildung 5.13 c). Der Temperaturmessdorn ist wiederverwendbar. Zur weiteren Beurteilung der Temperaturentwicklung an der äußeren Oberfläche wurde jeweils ein dritter PT100 auf die Oberfläche des Rohres gelegt, sobald dieses nach dem Umformprozess aus den Werkzeugen herausgezogen war.

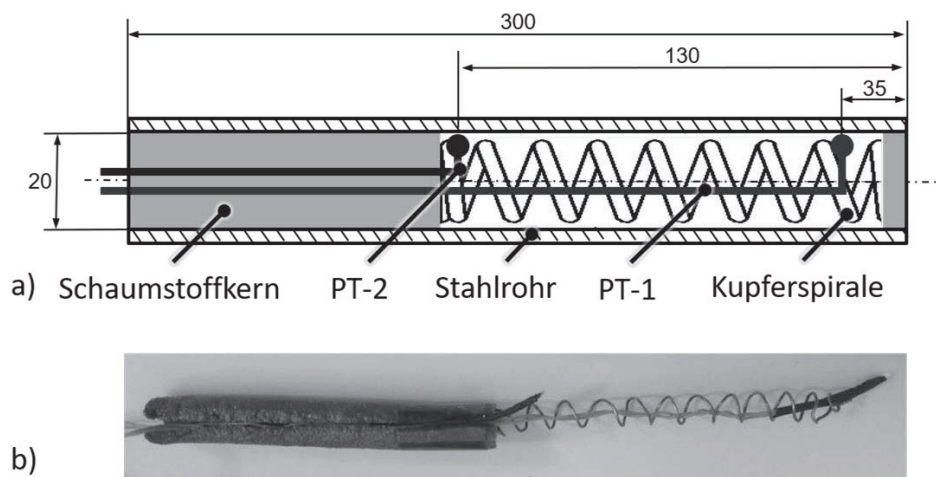


Abbildung 5.13: Experimenteller Versuchsaufbau zur Temperaturmessung; a) schematische Darstellung des Temperaturmessdorns, b) Temperaturmessdorn, nach [Her17a].

Für alle Experimente mit Temperaturmessungen wurde der gleiche Temperaturmessdorn verwendet. Es wurden drei Vorschubgeschwindigkeiten untersucht ($v_f = 500, 1000$ und $2000 \, \text{mm/min}$) und die Messzeit wurde unabhängig von der Vorschubgeschwindigkeit auf 90

Sekunden gesetzt. Nach dem Rundkneten der Stahl- und Aluminiumrohre wurde die Messvorrichtung aus dem Rohr entnommen und für das folgende Experiment wiederverwendet. Die Umgebungstemperatur zu Beginn der Experimente schwankte insgesamt für alle Versuchsreihen zwischen 26 °C und 29 °C [Her17a].

Die Temperaturentwicklung der beiden PT100-Sensoren des Temperaturmessdorns während der geschmierten Umformung eines Stahl- und eines Aluminiumrohrs ist beispielhaft für eine Vorschubgeschwindigkeit ($v_f = 1000 \text{ mm/min}$) in Abbildung 5.14 dargestellt. Für gleiche experimentelle Versuchsreihen zeigten die Wiederholversuche nur geringe Streuungen. Für beide Werkstoffe ist zu Beginn des Umformprozesses eine gleiche Steigung der Temperatur am PT-1 zu sehen. Für Aluminiumrohre beginnt die Temperatur früher abzuflachen. Ab jetzt unterscheiden sich die Temperaturkurven für Stahl und Aluminium deutlich. Im dargestellten Diagramm sind drei Zeitpunkte markiert, T_1 zu Beginn des Prozesses, T_2 mit Ende der Umformung und T_3 wenn der Prozess mit Zurückfahren des Vorschubsystems abgeschlossen ist. Die maximale Temperatur wird erst nach Beendigung des Umformprozesses erreicht und bei den Aluminiumrohren früher als bei den Stahlrohren. Anschließend klingt die Temperatur in beiden Fällen wieder ab. Das im Stahlrohr befindliche PT-1 zeigt ab dem Zeitpunkt T_1 eine längere und steilere steigende Temperaturkurve, welche ein höheres Maximum zum Ende der Messzeit erreicht. Beim zweiten Sensor, PT-2, ist sowohl für die Stahl- als auch Aluminiumrohre ein vergleichbares Verhalten zu beobachten. Beide Temperaturen steigen etwa zum Ende der Umformung (T_2) deutlich langsamer und auf ein niedrigeres Maximum als bei dem PT-1 Sensor. Die niedrigere Temperatur von Aluminium bei beiden Sensoren liegt an der geringeren benötigten Verformungsenergie und damit geringeren Temperaturentwicklung. Zu Beginn verhalten sich beide Werkstoffe im Anstieg gleich. Der frühere Abfall der Temperatur, welche bei der Umformung von Aluminium beobachtet werden konnte, ist auf die niedrigere Wärmekapazität und die bessere Temperaturleitung zurückzuführen.

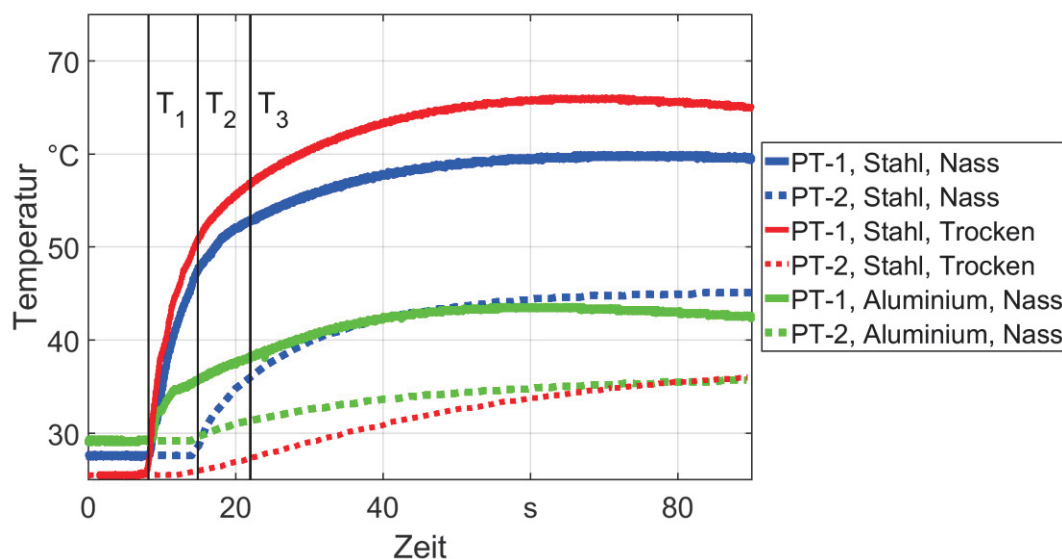


Abbildung 5.14: Temperaturentwicklung beim Rundkneten mit $v_f = 1000 \text{ mm/min}$, für Stahlrohre Nass und Trocken sowie Aluminiumrohre Nass, für zwei PT100 (T_1 Beginn der Umformung, T_2 Ende der Umformung, T_3 Ende des Prozesses mit Rückbewegung des Werkstücks).

Beim Vergleich der Temperaturentwicklung in Stahl mit und ohne Schmiermittel (exemplarisch für $v_f = 1000$ mm/min) ist zu erkennen, dass bei der Trockenumformung die Temperatur am PT-1 schneller steigt und früher auf ein höheres Maximum kommt, siehe Abbildung 5.14. Durch das früher erreichte Maximum beginnt die Temperatur bereits innerhalb der Messzeit zu fallen. Ein Grund für den steileren Temperaturgradienten und die höhere maximale Temperatur im Fall des Trockenumformens ist eine erhöhte Wärmeentwicklung durch den höheren Reibungskoeffizienten. Auf der anderen Seite beginnt das trocken umgeformte Stahlrohr schneller abzukühlen. Dies liegt an der höheren Temperaturdifferenz des trocken umgeformten Rohres, weiterhin ist bei der geschmierten Umformung die Wärmeübertragung und Wärmestrahlung an die Werkzeuge und Umgebung durch das Schmiermittel behindert.

Die Temperaturentwicklung am PT-2 hingegen verläuft genau umgekehrt. Dort führt die geschmierte Umformung zu einem schnelleren und höheren Temperaturanstieg. Folglich ergibt sich bei der Trockenumformung ein höherer Temperaturgradient im Werkstück. Eine Theorie dafür ist die homogenere Verformung für niedrigere Reibungskoeffizienten [Liu18b]. Dies mündet in einer stärkeren Temperaturentwicklung nahe der Innenwand der Rohre.

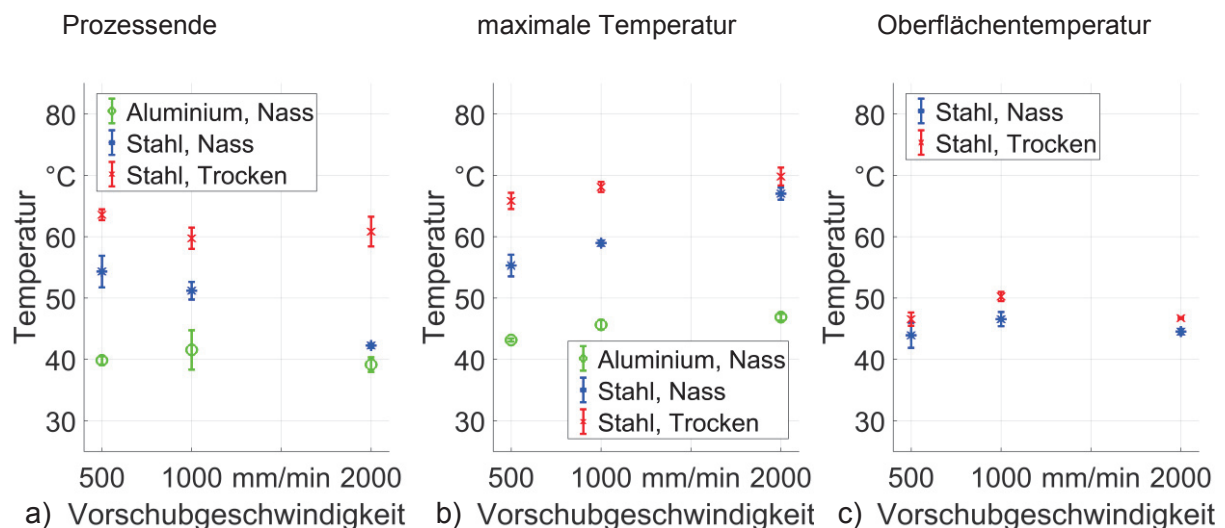


Abbildung 5.15: Temperatur von umgeformten Rohren, Nass und Trocken für verschiedenen Vorschubgeschwindigkeiten; a) PT-1 zum Zeitpunkt T_3 wenn der Prozess beendet ist, b) maximale Temperatur des PT-1 welche sich nach dem Prozess entwickelt, c) maximale Temperatur der äußeren Oberfläche direkt nach Ende des Prozesses an vergleichbarer Position wie PT-2.

Für den Vergleich der Temperaturentwicklung bei unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten wird der Sensor PT-1 zu zwei Zeitpunkten betrachtet. Einmal zum Zeitpunkt T_3 , wenn der Prozess beendet ist und einmal, wenn die Temperatur in der gesamten Messzeit ihr Maximum erreicht hat. Die gemessene Temperatur direkt nach dem Prozess ist für geschmiert und ungeschmiert umgeformte Stahlrohre am höchsten bei $v_f = 500$ mm/min, für höhere Vorschubgeschwindigkeiten ist die Temperatur niedriger, siehe Abbildung 5.15 a). Aufgrund der kürzeren Prozesszeit und durch die höhere Vorschubgeschwindigkeit hat der Wärmetransport weniger Zeit, um direkt nach dem Prozess höhere Temperaturen zu ermöglichen. Beim Vergleich von Nass und Trocken ist der bereits beschriebene stärkere Anstieg der Temperatur zu Beginn der Trockenumformung zu sehen, sodass höhere Temperaturen erreicht werden. Bei der

geschmierten Umformung von Aluminium wird im Gegensatz zu den Temperaturen der Stahlrohre der höchste Wert bei $v_f = 1000 \text{ mm/min}$ erreicht. Der Grund dafür ist der schnellere Temperaturausgleich durch höhere Wärmeleitfähigkeit von Aluminium, wodurch die kürzere Prozesszeit nicht wie beim Stahl den Wärmetransport behindert.

In allen Versuchen nimmt das Temperaturmaximum nach dem Prozess mit steigender Vorschubgeschwindigkeit zu, siehe Abbildung 5.15 b). Für die Umformung ist eine geringere weitere Temperaturzunahme zu verzeichnen, nur für die geschmierte Umformung von Stahlrohren erhöht sich die Temperatur noch deutlich. Für die zwei niedrigen Vorschubgeschwindigkeiten ist die Differenz der maximalen Temperaturen nach dem Prozess der Umformung von Stahlrohren mit und ohne Schmiermittel vergleichbar mit denen der Temperaturen unmittelbar nach der Umformung. In letztem Fall ist für die höchste untersuchte Vorschubgeschwindigkeit der Unterschied zwischen Nass und Trocken nach dem Prozess fast vernachlässigbar.

Direkt nach der Zurückbewegung des Vorschubsystems, das heißt dem Rückzug des Werkstücks aus dem Knetkopf, wurden Temperaturmessungen für geschmiert und ungeschmiert umgeformte Stahlrohre direkt an der äußeren Oberfläche durchgeführt. Die Position der Messung befindet sich in dem Bereich, welcher zuletzt Umformung erfahren hat und somit etwa auf Höhe des PT-2. Dabei wurden niedrigere Temperaturen im Vergleich zu der Temperatur innerhalb der Rohre festgestellt. Es kann kein eindeutiger Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit festgestellt werden. Ebenfalls ist kein signifikanter Unterschied zwischen der Umformung mit und ohne Schmiermittel festzustellen. Die Wärmeerzeugung durch Umformen ist viel höher, als durch Reibung. Ein Großteil der eingebrachten Energie wird beim Umformen also in Wärme umgewandelt [Mac00]. An der äußeren Oberfläche kann mehr Wärme abgegeben werden, als beispielsweise im Inneren des Rohres. Außerdem konnte bereits festgestellt werden, dass die entstandene Wärme beim Trockenumformen besser abgegeben werden kann, wodurch aufgrund der verzögerten Messung der Temperatur kein Unterschied mehr festzustellen war.

Insgesamt konnte gezeigt werden, dass durch eine Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeiten eine höhere Temperatur im Prozess erreicht wurde. Diese betrug zwischen der minimalen und maximalen untersuchten Vorschubgeschwindigkeit etwa 10°C . Diese geringen Erhöhungen konnten nur bei dem Vergleich zwischen geschmierter und ungeschmierter Umformung festgestellt werden. Direkt nach der Bearbeitung konnte an der äußeren Oberfläche der Stahlrohre kein Unterschied der Temperatur zwischen der Umformung mit und ohne Schmiermittel festgestellt werden. Weiterhin war die gemessene Temperatur an der Oberfläche niedriger als die im Inneren des Rohres.

5.2 Beschichtete Werkzeuge

Eine Herangehensweise, die Funktionen des Schmiermittels zu ersetzen, ist die Nutzung einer Beschichtung auf den Werkzeugen. Mittels der Beschichtung soll die Reibung gesenkt und der abrasive sowie adhäsive Verschleiß verringert werden. Für die Anwendung Rundkneten wurde ein Schichtsystem Cr/CrN/CrC+WC/a-C:H:W/a-C:H gewählt, siehe Abbildung 5.16. Die Cr/CrN-Schicht dient der Erhöhung der Haftfestigkeit. Die CrC+WC-Schicht und die a-C:H:W-Schicht mit einer Wolframdotierung erhöhen die Zähigkeit, was speziell beim Rundkneten durch die impulsartige Belastung relevant ist. Letztendlich schließt das System mit einer a-C:H-Deckschicht zur Reibungs- und Verschleißminderung ab [Böh15a]. Die PVD-Parameter wurden aufgrund zuvor optimierter mechanischer Eigenschaften wie folgt gewählt: PWC-Target = 1 kW, Bias voltage = -100 V und $Q_{C_2H_2}^n = 20 \text{ cm}^2/\text{min}$ [Has15].

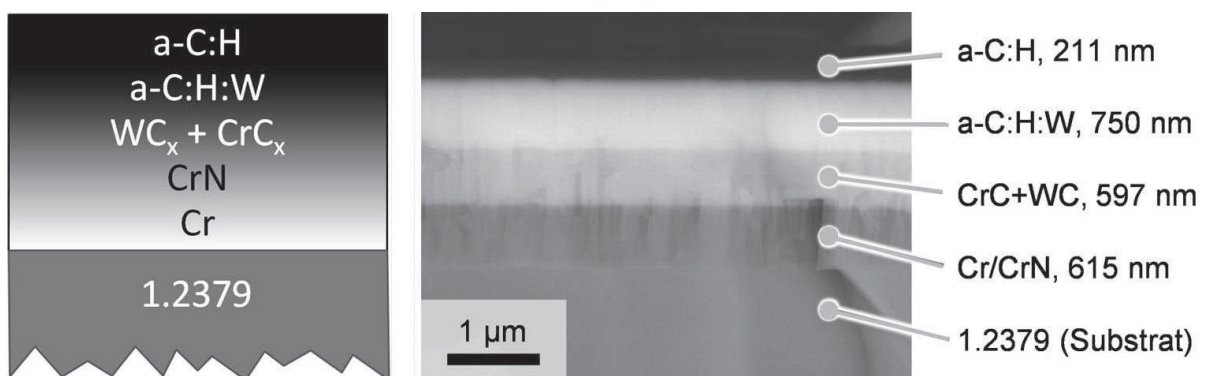


Abbildung 5.16: Schemata und Bruchbild des Schichtsystems, nach [Böh15a, Has15].

Hasselbruch charakterisierte die Beschichtung und fand heraus, dass speziell beim Reibpartner AlMgSi0,5 durch den Einsatz des beschriebenen Schichtsystems die Reibung und der Verschleiß im trockenen Kontakt deutlich reduziert werden konnte, siehe Abbildung 5.17. Dabei zeigte sich in einem schmiermittelfreien Stift-Scheibe-Test (über eine Stunde mit einer Normalkraft von 5 N und einer Gleitgeschwindigkeit von 0,25 m/s) ein Reibwert von $\mu = 0,2 \pm 0,05$. Der nach drei Stunden mit einer Normalkraft von 1 N ermittelte Verschleiß zeigte eine Reduktion von zwei Zehnerpotenzen und mehr als eine Halbierung der Breite des Verschleißgrabens [Has15]. In weiteren Untersuchungen zeigte Hasselbruch, dass auch bei dem Reibpartner Stahl (1.0038) eine deutliche Reduzierung des Verschleißes, sowohl am Stift-, als auch am Scheibe-Partner erreicht werden konnte. Für Stahl wurde ein zum Reibpartner Aluminium vergleichbarer geringer Reibwert von $\mu = 0,19$ ermittelt [Has17].

Das erste funktionalisierte Werkzeug, welches zur Erprobung kam, ist ein beschichtetes Werkzeug, welches der Geometrie eines konventionellen ohne Wolframcarbid-Kobalt-Schicht entspricht. Nach der Hartfeinbearbeitung wurde das Werkzeug mittels einer PVD-Anlage mit dem vorgestellten Schichtsystem versehen. Das Werkzeug wurde dann mit dem üblichen Versuchsprogramm für Aluminiumrohre nass und trocken bei vier verschiedenen Vorschubgeschwindigkeiten getestet.

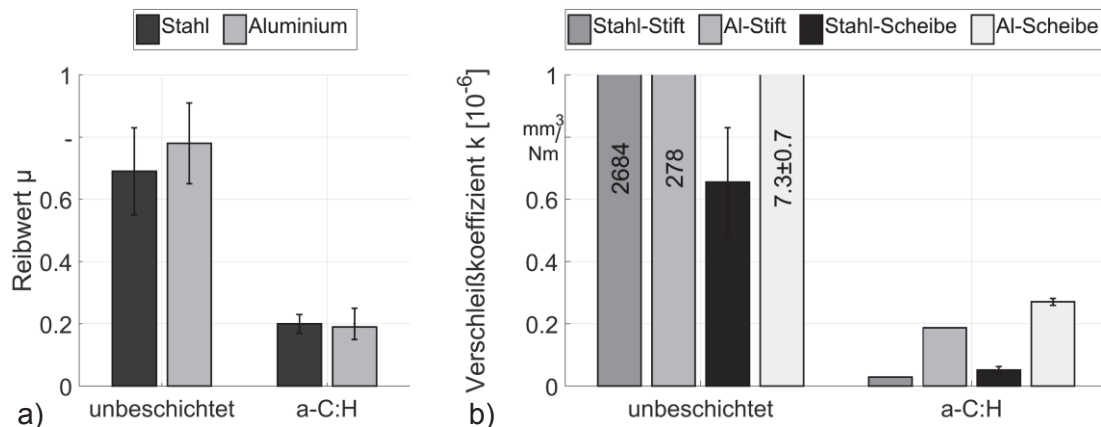


Abbildung 5.17: Stift-Scheibe-Test mit Reibpartner Stahl (1.0038) und Reibpartner Aluminium (3.3206); a) Reibwert, b) Verschleiß, nach [Has17].

Durch die Beschichtung war sowohl Rundkneten mit und ohne Schmiermittel möglich, ohne dass die Werkzeuge sofortigen Schaden nahmen und nicht weiter eingesetzt werden konnten. Nach der geschmierten Umformung von Aluminium war die Beschichtung der Werkzeuge fehlerfrei und zeigte keine Delamination, das heißt Ablösen der Schicht, oder Adhäsion. Nach dem trockenen Umformen waren ebenfalls keine Delaminationen zu erkennen. Allerdings zeigten sich leichte Aluminiumadhäsionen, welche aber die weitere Funktionalität der Werkzeuge nur geringfügig beeinflussten.

Der Einsatz einer Beschichtung ermöglichte erstmals das schmiermittelfreie Rundkneten von Aluminiumrohren. Die Funktion des Schmiermittels, der Trennung der Oberflächen, sowie die Verhinderung von adhäsivem und abrasivem Verschleiß, kann durch die Beschichtung übernommen werden. Der Vergleich eines Aluminiumrohres trocken umgeformt durch konventionelle Werkzeuge mit Wolframcarbid-Kobalt-Schicht und eines Aluminiumrohres trocken umgeformt durch beschichtete Werkzeuge ist in Abbildung 5.18 möglich. So zeigt das Rohr umgeformt mit dem neuen Werkzeugsatz eine deutlich bessere Oberfläche.

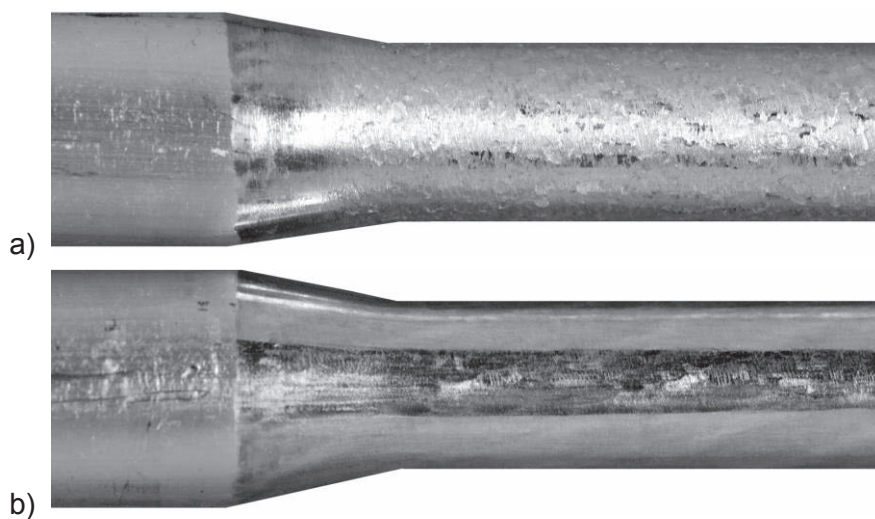


Abbildung 5.18: Trocken rundgeknetete Aluminiumrohre ($v_f = 500 \text{ mm/min}$); a) mit konventionellen Werkzeugen, b) mit beschichteten Werkzeugen.

Unter Betrachtung des Prozesses im Hinblick auf die Rückdrängung des Vorschubsystems, welche ein Maß für die axiale Prozesskraft ist, wird der Einfluss der Reibungsreduzierung besonders deutlich. Im Vergleich zu den konventionellen Werkzeugen mit der Wolframcarbid-Kobalt-Schicht ist im geschmierten Zustand ein deutlicher Anstieg der Rückdrängung zu erkennen, siehe Abbildung 5.19. Der Unterschied von Konventionell zu Beschichtet wird durch eine zunehmende Streuung der Wiederholversuche bei höheren Vorschubgeschwindigkeiten weniger eindeutig. Für die trockene Umformung von Aluminiumrohren zeigt sich die geringste Rückdrängung, was auf die niedrige Reibung zurückzuführen ist. Allerdings ist der Unterschied zwischen der trockenen Umformung mit beschichteten Werkzeugen und der geschmierten Umformung mit konventionellen Werkzeugen gering. Speziell für Aluminium sind die Prozesskräfte aufgrund der geringen Fließspannung des Werkstoffs niedrig, sodass auch die Einflüsse der Reibung weniger zu erkennen sind.

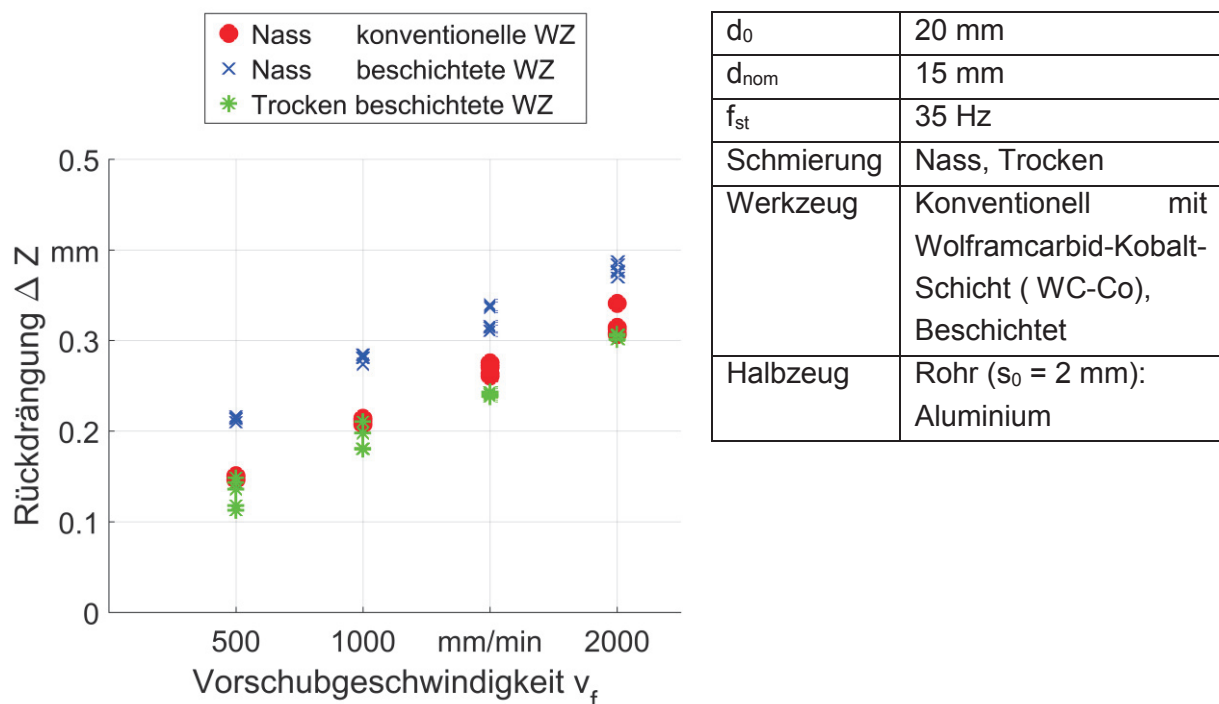


Abbildung 5.19: Axiale Rückdrängung des Vorschubsystems für die Umformung von Aluminium, Nass und Trocken mit konventionellen und beschichteten Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten.

Zur Bewertung der erzeugten Werkstückqualität werden sowohl die Rundheitsabweichung R_{ONT} als auch die Oberflächenrauheit S_a herangezogen. Diese sind für die umgeformten Aluminiumrohre bei der konventionellen Umformung und der trockenen Umformung mit den beschichteten Werkzeugen in Abbildung 5.20 dargestellt. Der Vergleich der beiden geschmierten Umformungen zeigt, dass die eigens gefertigt und beschichteten Werkzeuge zu einer leicht höheren Rundheitsabweichung und damit zu einer schlechteren Werkstückqualität führen, siehe Abbildung 5.20 a). Eine Erklärung dafür kann die Schmiegun der Werkzeuge sein. Die Schmiegun beschreibt den Radius der Kalibrierzone und wie genau dieser dem nominalen Durchmesser entspricht [Uhl64]. Üblicherweise liegt die Schmiegun zwischen 0,85 und 0,97

[Uhl67], wobei die eigens gefertigten Werkzeuge eine Schmiegun g von 1 aufweisen. Das bedeutet, dass der Radius der Kalibrierzone genau dem nominalen Durchmesser entspricht und nicht wie bei einer Schmiegun g von 0,97 minimal größer ist, siehe Abbildung 5.21. Beim Trockenrundkneten von Aluminiumrohren ergibt sich eine deutliche Verschlechterung der Rundheit und auch eine deutlich größere Streuung über die Versuchsreihen. Weiterhin ist ein Anstieg der Rundheitsabweichung mit Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit zu beobachten.

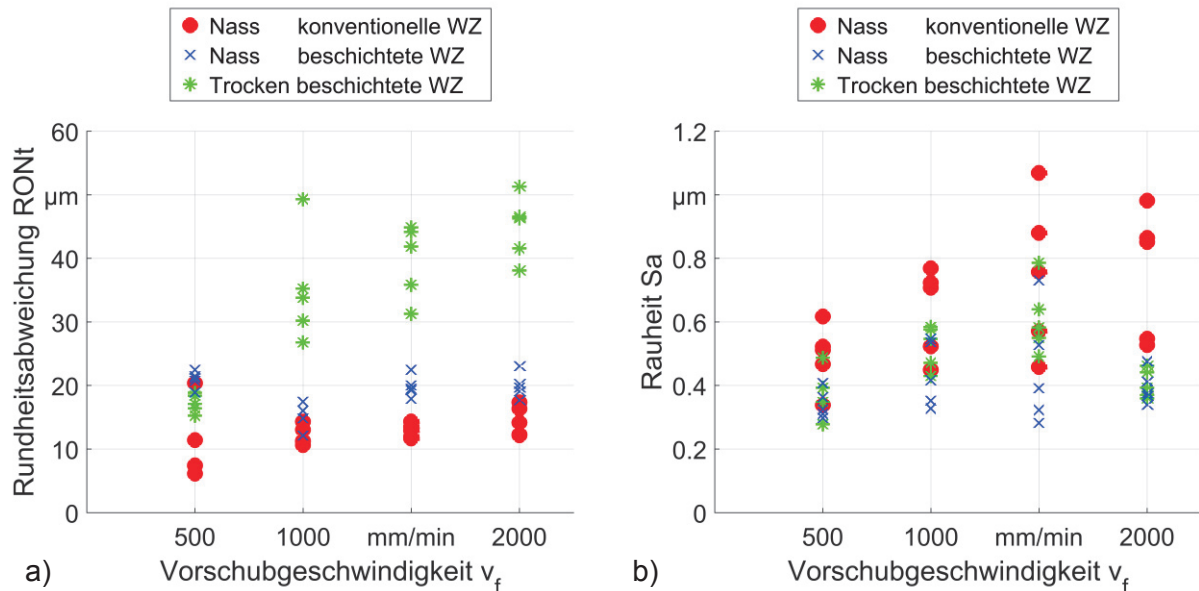


Abbildung 5.20: Werkstückqualität der umgeformten Aluminiumrohre, Nass und Trocken mit konventionellen und beschichteten Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten; a) Rundheitsabweichung, b) Oberflächenrauheit.

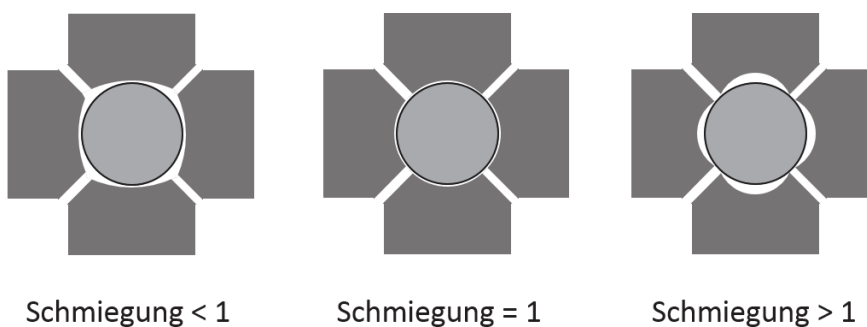


Abbildung 5.21: Darstellung unterschiedlicher Schmiegungen, nach [Gär99].

Bei der Oberflächenrauheit hingegen ist kaum ein Einfluss der Schmierung zu erkennen. Die trocken mit beschichteten Werkzeugen umgeformten Aluminiumrohre weisen eine leicht höhere Oberflächenrauheit auf, siehe Abbildung 5.20 b). Die konventionell geschmiert umgeformten Aluminiumrohre hingegen weisen die höchsten Werte auf. Dabei sind die Streuungen aller Wiederholversuche hoch, sodass es bei allen drei Versuchsreihen Überlappungen gibt. Die niedrigste Rauheit und auch niedrigste Streuung werden mit den beschichteten Werkzeugen im geschmierten Prozess erreicht. Somit ist zu sehen, dass neben der Schmierung auch die Oberflächenbeschaffenheit der Werkzeuge einen Einfluss auf die Werkstückqualität hat.

Eine Erklärung der verbesserten Oberflächenrauheit durch den Einsatz von beschichteten Werkzeugen ist die Verringerung der Erzeugung von Abriebpartikeln. Die konventionell eingesetzte Wolframcarbid-Kobalt-Schicht begünstigt die Erzeugung von Abriebpartikeln, welche trotz Spülwirkung einen negativen Einfluss auf die Oberflächenrauheit haben. Durch den Verzicht auf das Schmiermittel fällt die Funktion des Ausspülens der Umformzone weg und Partikel beeinflussen vermehrt die Umformung und die Werkstückqualität. Beim Vergleich einer neuwertigen beschichteten Werkzeugbacke mit der gleichen Werkzeugbacke nach dem Trockenumformen eines Aluminiumrohres mit $v_f = 500 \text{ mm/min}$ ist Aluminiumabrieb erkennbar, welcher sich hauptsächlich in der Kalibrierzone der Werkzeugbacke ansammelt, siehe Abbildung 5.22 a) und b). Bei der Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit und der damit einhergehenden Verringerung der einzelnen Umformschritte, nimmt die Menge an Aluminiumabrieb ab, siehe Abbildung 5.22 c). Auffällig ist, dass sich weniger feine Partikel in der Kalibrierzone angesammelt haben, sondern mehr größere Partikel auf den Dachschrägen der Werkzeuge liegen. Nach dem Reinigen der Werkzeuge ist zu sehen, dass nur wenig Aluminium auf den Werkzeugen in der Reduzierzone zurückbleibt, siehe Abbildung 5.22 d).

Besonders am Beginn der Reduzierzone, wo das Werkstück zuerst in Kontakt kommt und am Übergang der Reduzier- in die Kalibrierzone konzentriert sich die Aluminiumadhäsion [Has17], siehe Abbildung 5.22 d) grün markiert. Diese Regionen am Werkzeug stimmen mit den Bereichen aus der FEM Simulation überein, in welchen die größten Dehnraten entstehen und auch der größte Teil der neuen Oberfläche erzeugt wird. Genau dort kommt reaktionsfreudiges nicht oxidiertes Aluminium in Kontakt mit dem Werkzeug [Liu17], vergleiche Abbildung 3.1.

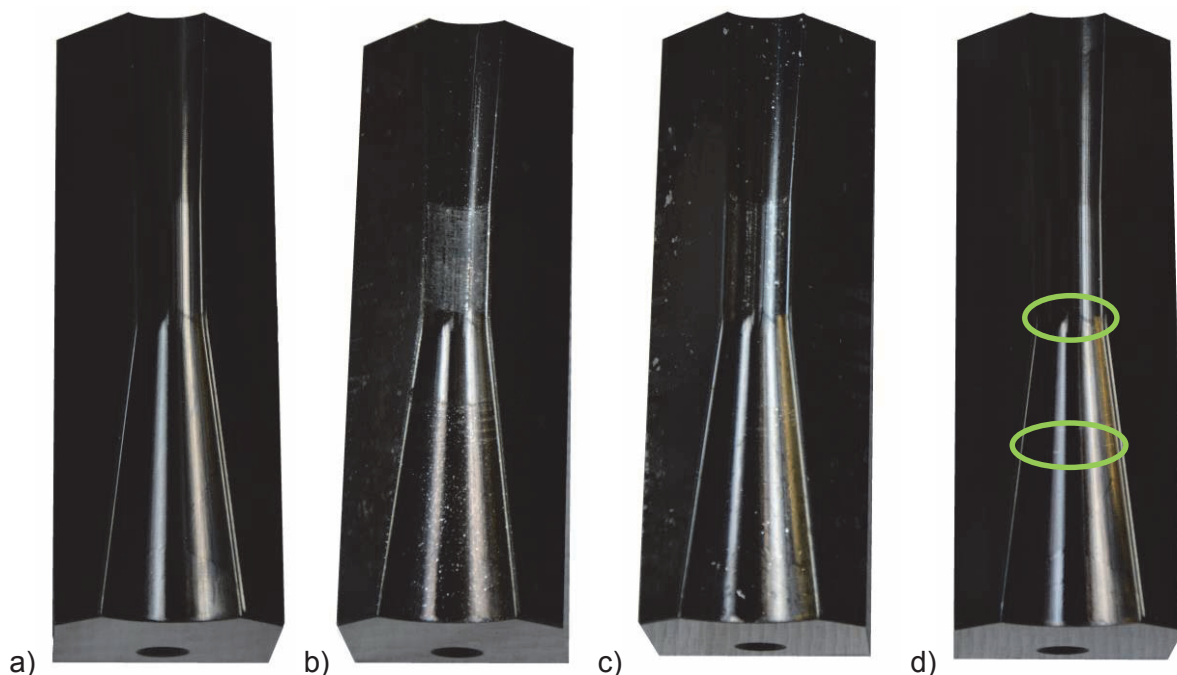


Abbildung 5.22. Beschichtetes Werkzeug; a) neuwertig, b) mit Abriebpartikeln nach der Trockenumformung von Aluminiumrohren mit $v_f = 500 \text{ mm/min}$, c) mit Abriebpartikeln nach der Trockenumformung von Aluminiumrohren mit $v_f = 2000 \text{ mm/min}$, d) mit leichten Aluminiumadhäsionen (grün markiert).

Bei Stahl hingegen wird der Einfluss der Reibung speziell bei der Umformung mit den beschichteten Werkzeugen und Schmiermittel deutlich. Im Vergleich zu der geschmierten Umformung mit den konventionellen Werkzeugen zeigt sich eine Verdopplung der Rückdrängung, siehe Abbildung 5.23. Beim Vergleich der ungeschmierten Umformung mit den beschichteten Werkzeugen mit der konventionellen geschmierten Umformung, sind in der Rückdrängung nur geringe Unterschiede zu erkennen. Die Rückdrängung streut bei der trockenen Umformung mit beiden Werkzeugen deutlich stärker. Die geringste Rückdrängung ist mit den konventionellen Werkzeugen während der Umformung ohne Schmiermittel erreicht.

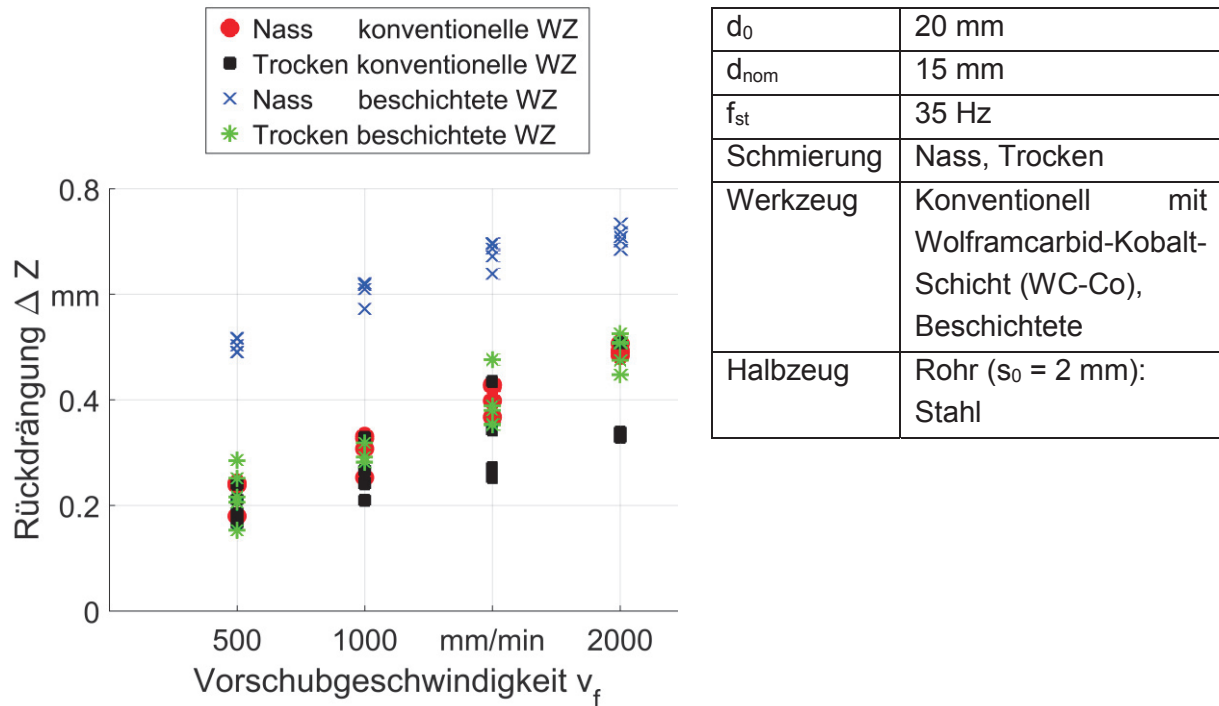


Abbildung 5.23: Axiale Rückdrängung des Vorschubsystems für die Umformung von Stahl, Nass und Trocken mit konventionellen und beschichteten Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten.

Bei der Bewertung der Werkstückqualität von Stahlrohren durch die Rundheitsabweichung zeigt sich wieder, dass die eigens gefertigten beschichteten Werkzeuge eine schlechtere Rundheit erzeugen, siehe Abbildung 5.24 a). Die mögliche Erklärung ist auch hier die Schmiegun der Kalibrierzone. Für beide Werkzeugsätze ist von der geschmierten zu der ungeschmierten Umformung eine Verschlechterung zu sehen: Sowohl die Höhe der Rundheitsabweichung als auch die Streuung über die Wiederholversuche nimmt zu.

Für die Rauheit der Stahlrohre ist eine ähnliche Beobachtung für Nass und Trocken mit den zwei Werkzeugsätzen, wie bei der Umformung von Aluminiumrohren, möglich. Die Streuung der Wiederholversuche für alle Versuchsreihen ist groß. Es ergibt sich eine starke Überlappung der Werte.

Trotzdem ist für beide Werkzeugsätze der Trend klar zu erkennen: Trockenrundkneten führt zu einer größeren Rauheit. Weiterhin ist zu sehen, dass der konventionelle Werkzeugsatz mit der Wolframcarbid-Kobalt-Schicht zu einer höheren Rauheit führt. Die niedrigsten und damit bes-

ten Rauheitswerte wurden im geschmierten Prozess mit dem beschichteten Werkzeugsatz erreicht. Wie auch bei den Aluminiumrohren, gilt für die Umformung der Stahlrohre, dass neben einem Einfluss der Schmierung ein Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit der Werkzeuge vorhanden ist.

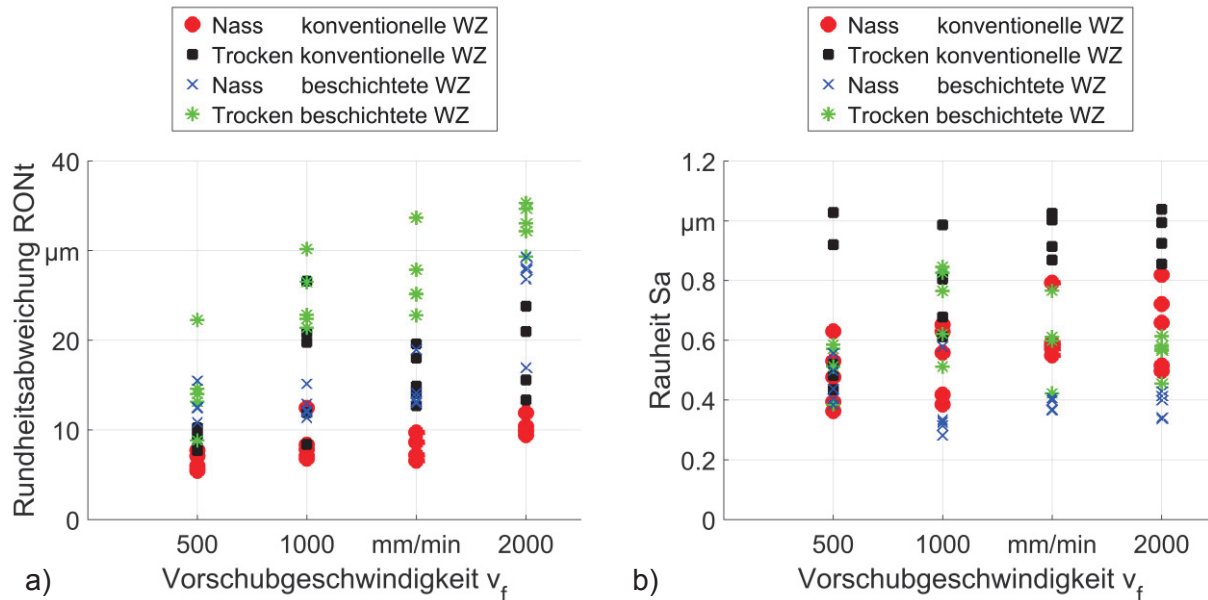


Abbildung 5.24: Werkstückqualität der umgeformten Stahlrohre, Nass und Trocken mit konventionellen und beschichteten Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten; a) Rundheitsabweichung, b) Oberflächenrauheit.

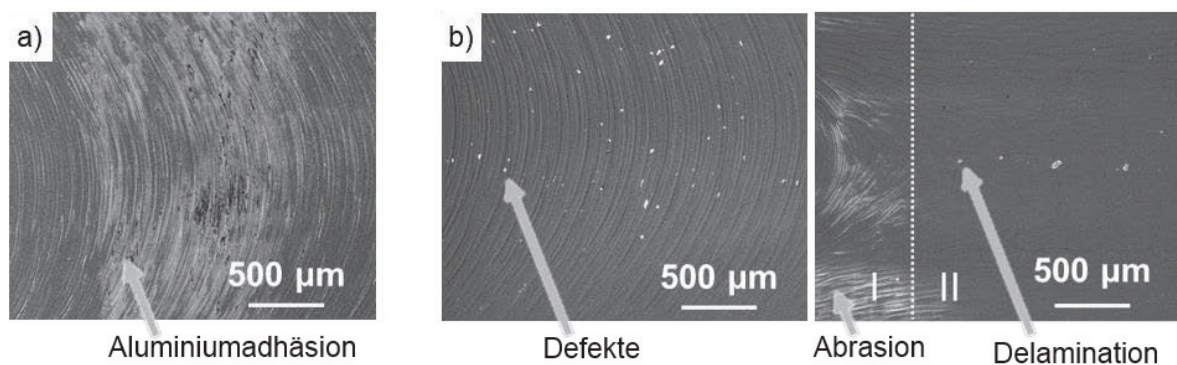


Abbildung 5.25: BSE-Bilder (backscattered electrons) der beschichteten Werkzeuge; a) Reduzierzone nach dem Trockenumformen von Aluminium, b) Reduzier- und Kalibrierzone nach dem Trockenumformen von Stahl, nach [Has17].

Neben der Bewertung der Prozessdaten und der Werkstückqualität wurden auch die beschichteten Werkzeuge untersucht und das Leistungsvermögen der funktionellen Schicht bewertet. Nach dem Trockenrundkneten von Aluminium war hauptsächlich Aluminiumadhäsion zu erkennen. Diese lagerte sich verstärkt in der Reduzierzone der Werkzeuge speziell in den Markierungen der Hartfeinbearbeitung ab, siehe Abbildung 5.25 a). Die Adhäsion von Aluminium in der Kalibrierzone ist deutlich geringer. Hier fallen die Markierungen der Hartfeinbearbeitung deutlich niedriger aus. Dies ist auf die Strategie beim Fräsen zurückzuführen. Nach dem Trockenrundkneten von Stahl konnten Schichtdefekte in der Reduzierzone festgestellt werden,

siehe Abbildung 5.25 b). Weiterhin konnte Schichtabrasion auf den Bergen der Texturierung der Hartfeinbearbeitung beobachtet werden. Diese sind speziell am Ende der Reduzierzone im Übergang zur Kalibrierzone zu erkennen. In der Kalibrierzone sind sogar komplette Schichtdelaminationen festzustellen [Has17].

Eine Maßnahme, die aus den gewonnenen Ergebnissen und speziell aus dem Leistungsvermögen der Schicht abgeleitet werden kann ist, dass die Werkzeuge vor der Beschichtung poliert werden müssen. Somit stellen die Markierungen der Hartfeinbearbeitung keine Begünstigung der Aluminiumadhäsion dar. Außerdem begünstigen diese die Schichtabrasion oder sogar Delamination bei der Umformung von Stahl nicht weiter. Die Werkzeuge mit Ausschnittsvergrößerung der Reduzierzone eines neuwertigen beschichteten Werkzeugs mit und ohne Polieren vor dem Beschichten sind in Abbildung 5.26 dargestellt.

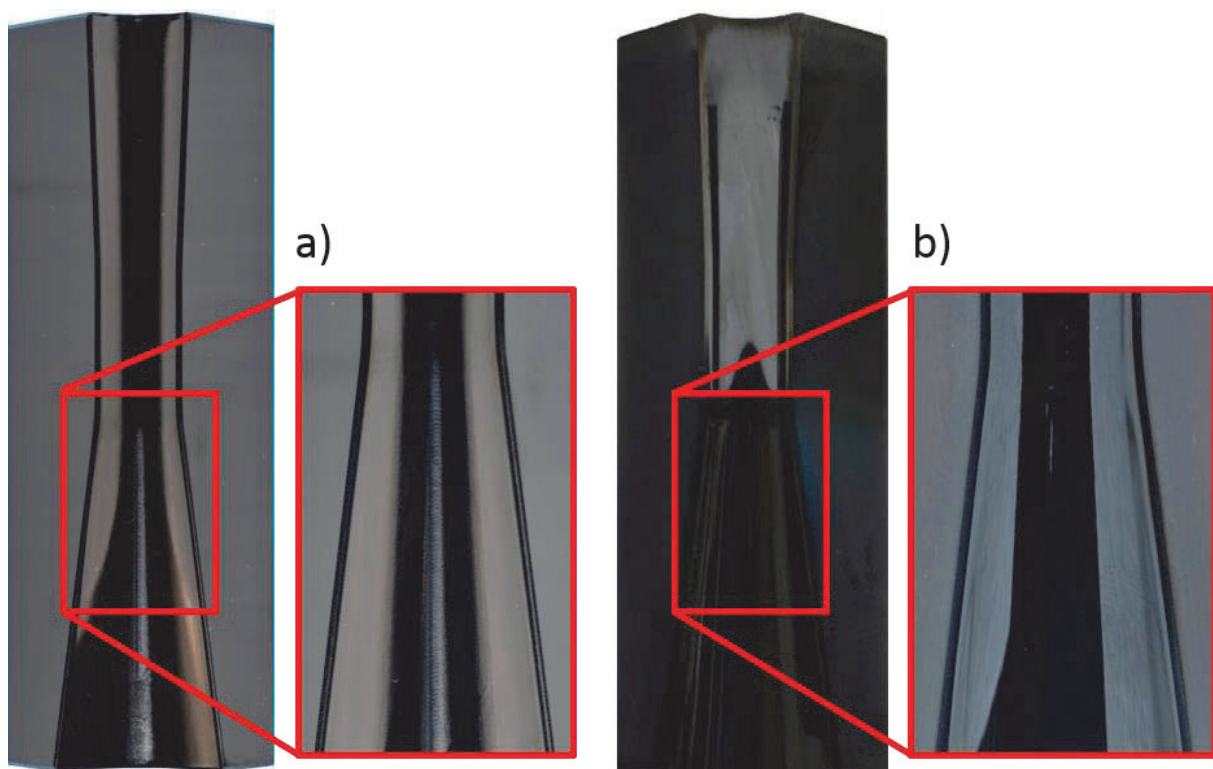


Abbildung 5.26: Beschichtete Werkzeuge; a) direkt nach dem Hartfräsen beschichtetes Werkzeug, b) nach dem Hartfräsen poliert und dann beschichtetes Werkzeug.

Auch die poliert beschichteten Werkzeuge wurden anhand der festgelegten Versuchsreihen mit Aluminium- und Stahlrohren geschmiert und ungeschmiert getestet. Bei der Betrachtung der Rückdrängung als Maß für die axialen Prozesskräfte ist ein vergleichbares Verhalten zu erkennen. Die Rückdrängungen verhalten sich sowohl für den geschmierten als auch für den ungeschmierten Prozess für beide beschichteten Werkzeuge gleich, siehe Abbildung 5.27. Die Werte für das Rundkneten mit dem poliert beschichteten Werkzeugsatz ergeben einen leicht niedrigeren Trend, als die der Umformung mit dem lediglich beschichteten Werkzeugsatz. Dieser leichte Trend kann damit erklärt werden, dass durch die Hartfeinbearbeitung eine Mikrotextrurierung erzeugt wurde, die den Reibwert weiter reduziert. Hingegen führt eine polierte beschichtete Oberfläche zu einer leicht höheren Reibung und daher zu einer leicht geringeren Rückdrängung.

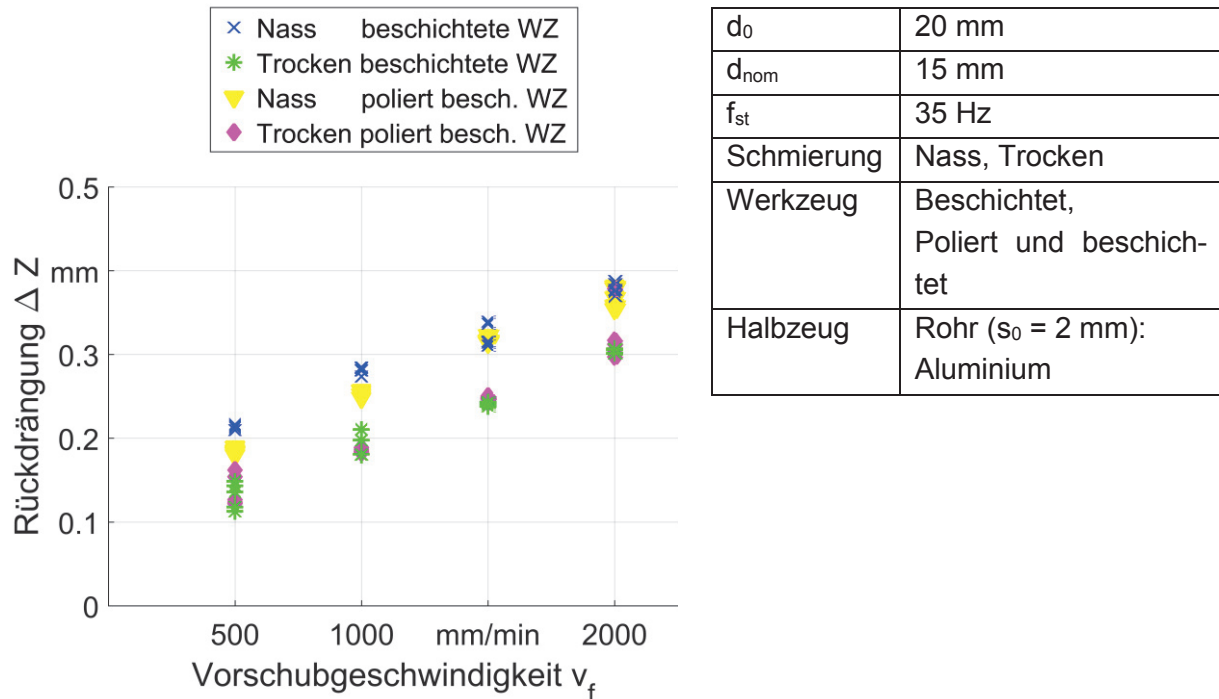


Abbildung 5.27: Axiale Rückdrängung des Vorschubsystems für die Umformung von Aluminium, Nass und Trocken mit beschichteten sowie mit poliert und beschichteten Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten.

Bei der Rundheitsabweichung ist zu erkennen, dass der poliert beschichtete Werkzeugsatz bei der geschmierten Umformung eine leichte Verschlechterung bringt, hingegen bei der Trockenumformung eine leichte Verbesserung, siehe Abbildung 5.28 a). Mit steigender Vorschubgeschwindigkeit zeigt sich, dass die Rundheitsabweichungen stärker streuen. So weisen speziell bei den beiden höheren Vorschubgeschwindigkeiten die Werkstücke, welche trocken mit den poliert beschichteten Werkzeugen umgeformt wurden, eine bessere Rundheit auf.

Auch bei der Rauheit ist zu sehen, dass die Trockenumformung mit den poliert beschichteten Werkzeugen bessere Werkstückqualitäten durch niedrigere Rauheitswerte ergibt, als die geschmierte Umformung mit demselben Werkzeugsatz, siehe Abbildung 5.28 b). Im Vergleich zu dem beschichteten Werkzeugsatz ohne vorheriges Polieren ist zu erkennen, dass auch hierdurch das Polieren eine Verschlechterung der Werkstückqualität (Rauheit S_a) eintritt. Auch hierfür ist die Erklärung die tribologische Beeinflussung durch die Mikrotexturierung der Hartfeinbearbeitung in der Reduzier- und Kalibrierzone. Der Einfluss der Mikrotexturierung der Hartfeinbearbeitung auf die tribologischen Bedingungen ist bei den Prozesskräften bei der Bearbeitung von Stahlrohren noch deutlicher zu sehen. Die Rückdrängungen für die geschmierte Umformung von beschichteten beziehungsweise poliert und beschichteten Werkzeugsätzen ist vergleichbar. Allerdings zeigt sich bei der Trockenbearbeitung ein deutlicher Trend: Die poliert beschichteten Werkzeuge erzeugen durch ihre höhere Reibung, im Vergleich zu dem nicht polierten Werkzeugsatz, eine deutlich geringere Rückdrängung, siehe Abbildung 5.29. Dies wird speziell bei den höheren Vorschubgeschwindigkeiten deutlich. Außerdem ergeben sich bei dem poliert beschichteten Werkzeugsatz die geringsten Streuungen.

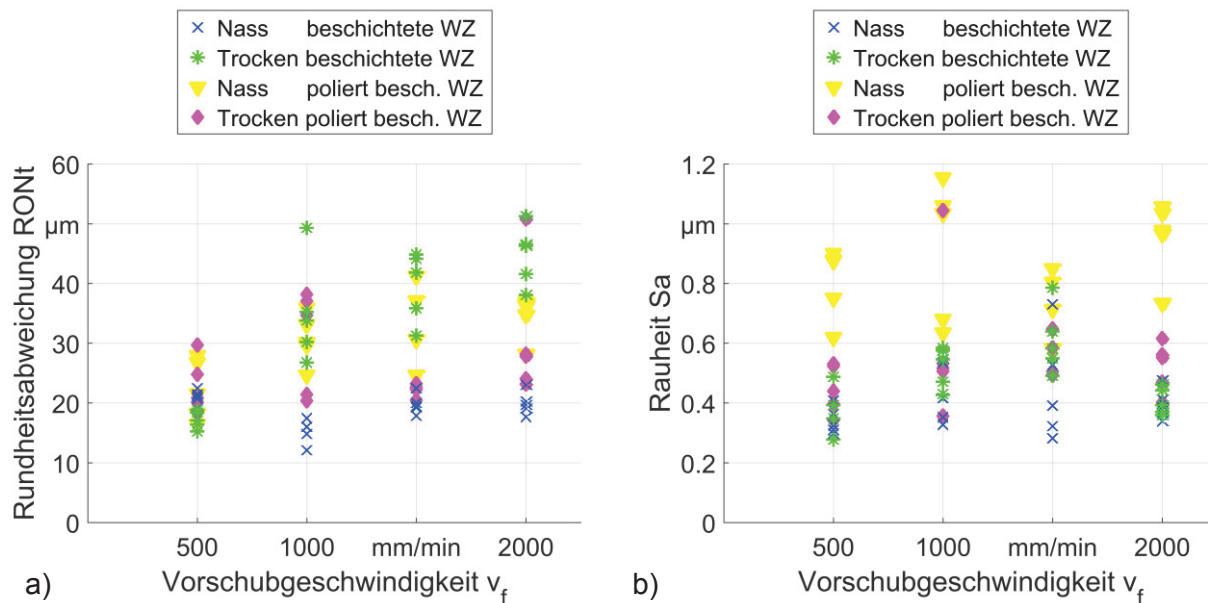


Abbildung 5.28: Werkstückqualität der umgeformten Aluminiumrohre, Nass und Trocken mit beschichteten sowie mit poliert und beschichteten Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten; a) Rundheitsabweichung, b) Oberflächenrauheit.

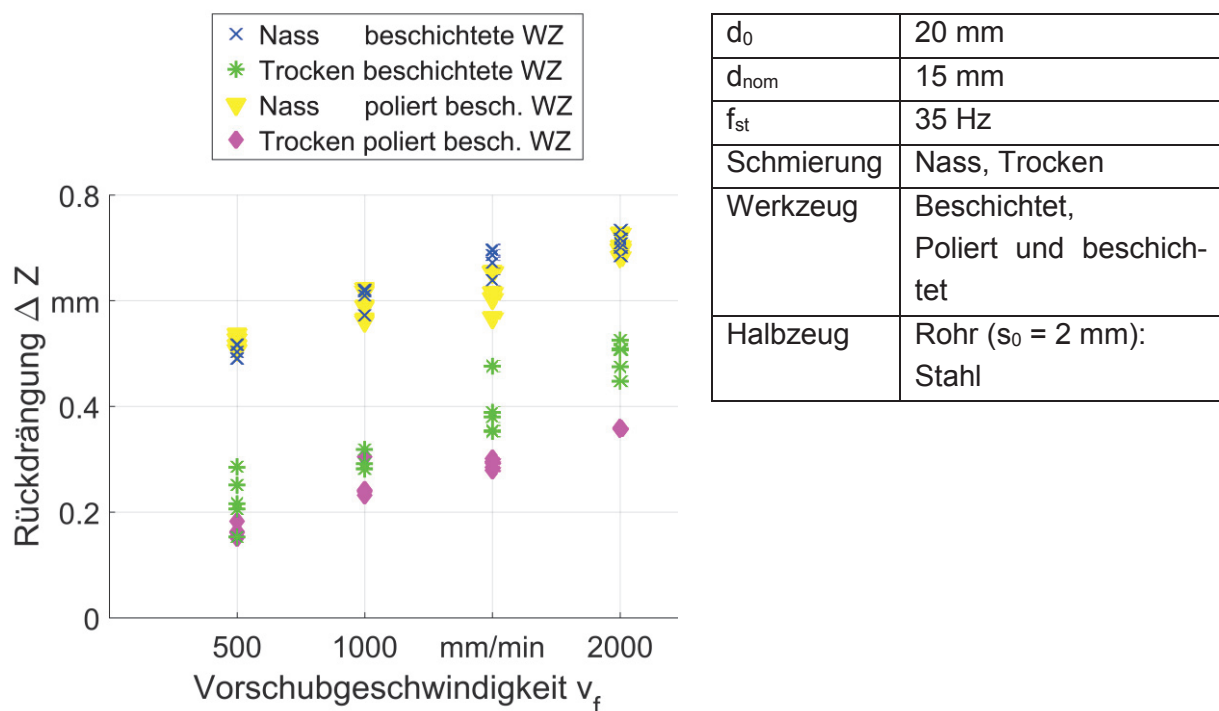


Abbildung 5.29: Axiale Rückdrängung des Vorschubsystems für die Umformung von Stahl, Nass und Trocken mit beschichteten sowie mit poliert und beschichteten Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten.

Auch bei der Werkstückqualität zeigt sich, dass sich bei der Umformung von Stahlrohren mit poliert beschichteten Werkzeugen eine Verschlechterung ergibt. Die Rundheitsabweichung der geschmiert und mit poliert beschichteten Werkzeugen umgeformten Werkstücke ist

vergleichbar mit denen, die trocken und mit beschichteten Werkzeugen umgeformt wurden, siehe Abbildung 5.30 a). Als Umformresultat bei der Trockenumformung mit den poliert beschichteten Werkzeugen ergaben sich für die Stahlrohre speziell bei den niedrigen Vorschubgeschwindigkeiten die höchsten Rundheitsabweichungen.

Die Oberflächenrauheit der umgeformten Stahlrohre ist in Abbildung 5.30 b) dargestellt. Auch die Umformung mit dem poliert beschichteten Werkzeugsatz bringt eine Verschlechterung der Werkstückqualität mit sich. Sowohl bei der geschmierten als auch bei der ungeschmierten Umformung gibt es einen Anstieg der Rauheit im Vergleich zu den beschichteten Werkzeugen welche zuvor nicht poliert wurden. Eine Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit kann nicht beobachtet werden.

Jeweils nach den Trockenrundknetversuchen mit Aluminium und Stahl wurden die Werkzeuge und ihre Beschichtung untersucht. Für die Trockenumformung von Aluminiumrohren ist positiv festzustellen, dass die Reduzierzone nur noch geringe Mengen an Aluminiumadhäsion aufweist. Durch das Polieren sind die Markierungen beziehungsweise die Mikrotexturierung resultierend von der Hartfeinbearbeitung nicht mehr zu erkennen, siehe Abbildung 5.31 a). Somit ist die Begünstigung der Aluminiumadhäsion durch die ausgeprägte Texturierung in der Reduzierzone nicht mehr gegeben.

Ein Blick auf die Kalibrierzone verdeutlicht, dass in diesem Bereich die Aluminiumadhäsion stark zugenommen hat. Diese ist über den gesamten Kalibrierbereich verteilt zu erkennen und erklärt die Verschlechterung der Werkstückqualität speziell im Hinblick auf die Oberflächenrauheit.

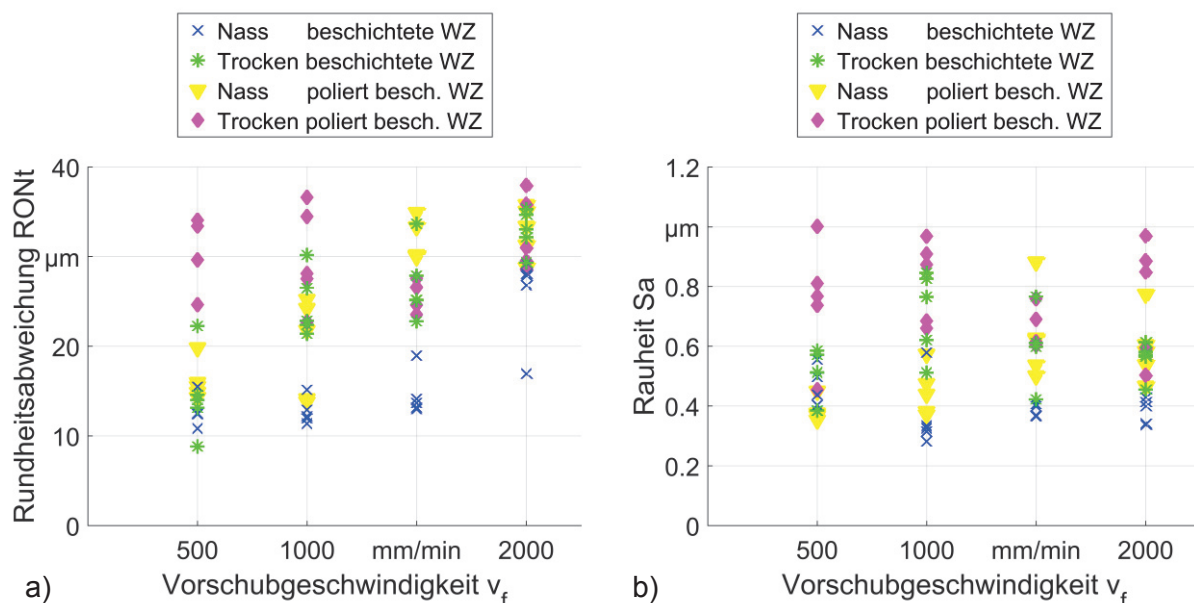


Abbildung 5.30: Werkstückqualität der umgeformten Stahlrohre, Nass und Trocken mit beschichteten sowie mit poliert und beschichteten Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten; a) Rundheitsabweichung, b) Oberflächenrauheit.

Die Neigung von zuvor polierten Werkzeugoberflächen zur Adhäsion ist auch bei Stahl zu beobachten, siehe Abbildung 5.31 b). In der Reduzier- und Kalibrierzone sind im EDX-Spektrum neben den Elementen der Beschichtung auch Zink, Phosphor und Sauerstoff Peaks zu sehen.

Diese Elemente stammen von der Oberfläche der Stahlrohre, welche eine Korrosionsschutzschicht (Phosphatierung) besitzen [Has17]. Weiterhin konnte positiv festgestellt werden, dass kaum Schichtdefekte zu finden sind. Auch gibt es im Übergang von Reduzier- zur Kalibrierzone keine Schichtabration mehr. Die Kalibrierzone weist keine Schichtdelamination mehr auf.

Es ist festzuhalten, dass sowohl die Reduzierzone, als auch die Kalibrierzone getrennt in ihrer Anforderung betrachtet werden müssen. Für eine Gewährleistung der Schichthaftung, speziell bei der Umformung von Stahl, und Verringerung der Adhäsion, speziell bei der Umformung von Aluminium, muss die Reduzierzone poliert werden. In der Kalibrierzone hingegen ist eine Mikrotextrurierung für verbesserte Werkstückqualitäten erforderlich. So werden die tribologischen Bedingungen angepasst, sodass die Adhäsion minimiert wird.

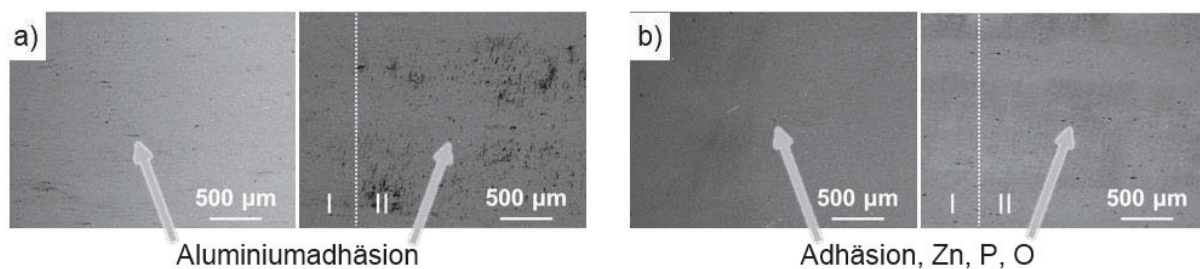


Abbildung 5.31: BSE-Bilder (backscattered electrons) der Reduzier- und Kalibrierzone der poliert beschichteten Werkzeuge nach dem Trockenumformen; a) von Aluminium, b) von Stahl.

Die Untersuchung der Werkzeuge, welche mit einer DLC-Beschichtung mit einer Wolframdotierung versehen wurden, zeigte ein gutes Verhalten beim Trockenrundkneten. So ermöglichte die Beschichtung eine Reduktion von adhäsivem und abrasivem Verschleiß. Es resultierten verschiedene Herausforderungen für das Rundkneten von Stahl und Aluminium. So ist bei der Umformung von Stahl die Schichthaftung und bei der Umformung von Aluminium die Adhäsion zu nennen. Die genutzte Schicht war aber für beide Werkstoffe dieselbe, sodass diese nicht auf die speziellen Herausforderungen eines Werkstoffs optimiert werden konnte. Das Schichtsystem wurde zum Minimieren der Adhäsion mit einer a:C-H-Deckschicht versehen, da das Wolfram aus der Dotierung als adhäsionsfördernd gilt [Böh15b]. Damit kann aber eine Einbuße der Zähigkeit einhergehen, was für die Herausforderung der Schichthaftung bei der Umformung von Stahlrohren nachteilig ist. Je nachdem welcher Werkstoff umgeformt werden soll, ist eine eigene Optimierung der Schicht in Betracht zu ziehen.

Auch die Vorbehandlung der Oberfläche vor der Beschichtung ist wichtig, um das Leistungsvermögen der Schicht zu verbessern. Speziell an den Fräsmarkierungen des Fertigungsprozesses wurden Schichtdelaminationen begünstigt. Auch Aluminiumadhäsion war an diesen Stellen verstärkt festzustellen. Durch ein Polieren der Oberfläche, bevor die Beschichtung aufgebracht wurde, konnte die Schichthaftung deutlich verbessert werden. Bei der Aluminiumadhäsion änderte dies allerdings die Adhäsionsverteilung. So war anstelle von wenigen Stellen mit viel Aluminiumadhäsion nun großflächig Stellen mit geringen Adhäsionsmengen festzustellen. Besonders auffällig war dies in der Kalibrierzone und zeigte sich sofort in der erzeugten Werkstückqualität. Daraus lässt sich die Erkenntnis ableiten, dass auch für die jeweiligen Anforderungen und Herausforderungen in den Werkzeugzonen die Vorbehandlung vor der Be-

schichtung angepasst sein muss. Die Reduzierzone ist zu polieren, da hier eine gute Schichthaftung von großer Bedeutung ist. In der Kalibrierzone hingegen sollte die Oberfläche mikrotexturiert sein. Hier stellt die Adhäsion die Herausforderung dar.

5.3 Strukturierte Werkzeuge

Der zweite Ansatz zum Ermöglichen des Trockenrundknetens ist die Strukturierung der Reduzierzone der Werkzeuge. Eine Struktur ist erforderlich um das Verstopfen beim Trockenrundkneten und dem damit verbundenen Funktionsverlust der Wolframcarbidge-Kobalt-Schicht zu vermeiden. Böhmermann hat den Einfluss von Strukturen auf den Reibfaktor und den Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück untersucht [Böh15b, Her17c]. Es wurden Untersuchungen zum Reibfaktor mit Hilfe von Zylinderkompressionsversuchen für Stahl und Aluminium sowohl im geschmierten als auch im ungeschmierten Kontakt durchgeführt. Ein trockener Kontakt als auch der Einsatz einer Strukturierung erhöhen den Reibfaktor im Vergleich zur geschmierten Referenz, siehe Abbildung 5.32.

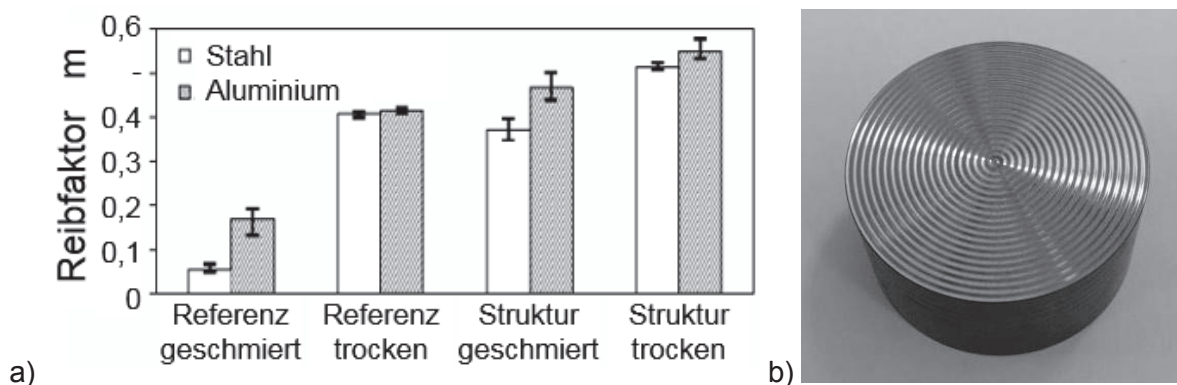


Abbildung 5.32. Einfluss einer Sinusstrukturierung ($A = 150 \mu\text{m}$, $\lambda = 1,3 \text{ mm}$) auf den Reibfaktor ermittelt durch Zylinderkompressionsversuche; a) geschmiert und trocken gegen Stahl (S235) und Aluminium (AlMgSi1,0) nach [Her17c], b) gehärtete Werkzeugprobe mit konzentrischer Sinusstrukturierung.

Für den Kontakteinfluss zwischen Werkzeug und Werkstück wurde von Böhmermann ein speziell entwickelter Ersatz-Tribologiestand konstruiert und eingesetzt, siehe Abbildung 5.33 a), welcher angelehnt an das Rundkneten Reaktionskräfte infolge einer Anregungskraft ermittelt [Böh17a]. Im Fall des Rundknetens entspricht die Anregungskraft der radialen Prozesskraft und die Reaktionskraft der axialen Prozesskraft. In den Untersuchungen von Böhmermann ist der Anregungsimpuls aus den in dieser Arbeit präsentierten FEM-Simulationen abgeleitet. Der Kontaktwinkel ist dem des genutzten Werkzeugwinkels $\alpha = 10^\circ$ angepasst. Es zeigt sich für Stahl und Aluminium, dass ein Verzicht auf Schmiermittel zu einer deutlichen Reduktion der Reaktionskraft führt und der Einsatz einer Strukturierung die Reaktionskraft noch weiter senken kann, siehe Abbildung 5.33 b) und c).

Wie in den Simulationen untersucht, ergibt sich durch den Einsatz einer Strukturierung in der Reduzierzone beim Rundkneten eine deutliche Reduktion der axialen Prozesskraft (vergleiche Abbildung 3.11). Dies ist auch durch die Ergebnisse zum Einfluss der Strukturen auf den Reibwert sowie den Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück bestätigt. Es lässt sich eine Sinusstruktur mit einer Amplitude $A = 150 \mu\text{m}$ und Wellenlänge $\lambda = 1,3 \text{ mm}$ ableiten, welche als erste im experimentellen Einsatz beim Rundkneten untersucht wird. Die sonstigen geometrischen Merkmale für die strukturierten Werkzeuge sind gleich gehalten (z.B. $\alpha = 10^\circ$, $l_{\text{cal}} = 20 \text{ mm}$).

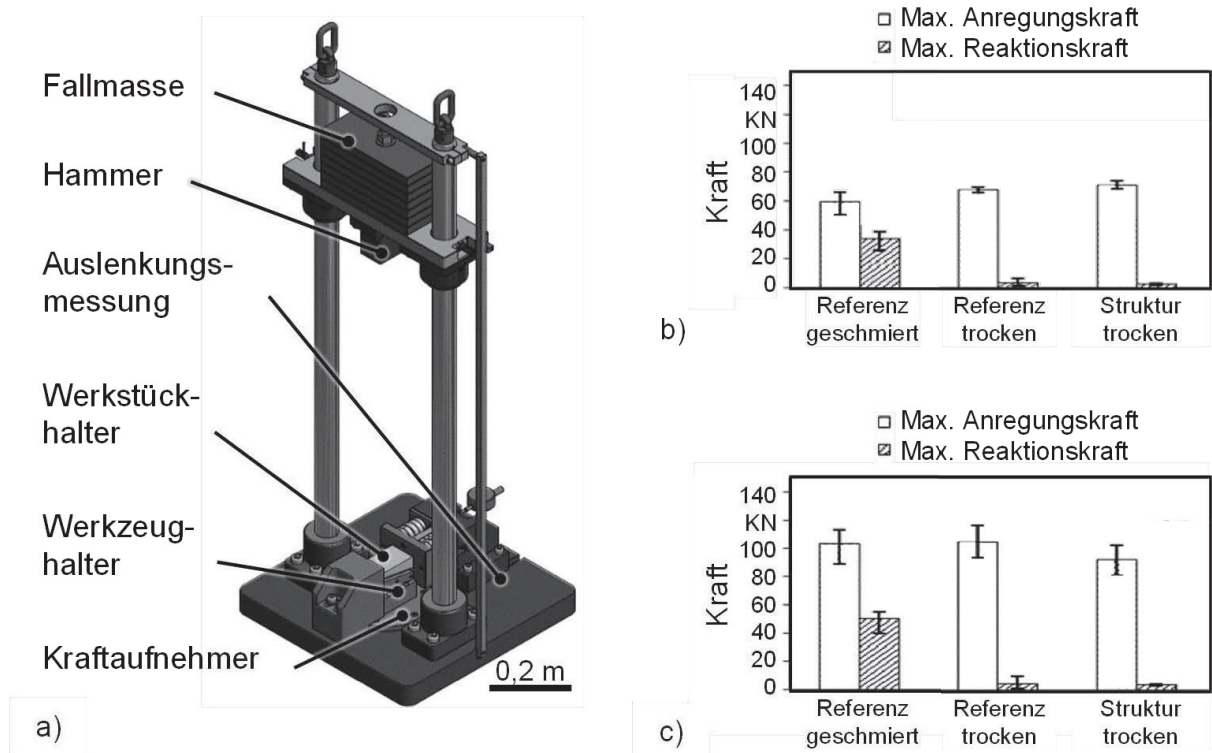


Abbildung 5.33. Ersatz-Tribologiestand; a) schematische Darstellung, nach [Böh17a]; b) ermittelte Reaktionskräfte für Stahl (S235), nach [Böh17a], c) ermittelte Reaktionskräfte für Aluminium (AlMgSi0,5), nach [Böh15b];

Mit den strukturierten Werkzeugen wurden Tests anhand der festgelegten Versuchsreihen mit Aluminium- und Stahlrohren geschmiert und ungeschmiert durchgeführt. Es zeigte sich bei der geschmierten Umformung von Aluminiumrohren schon nach wenigen Versuchen, dass sich enorme Mengen an Abriebpartikeln auf dem gesamten Werkzeug ansammeln, welche nicht mehr durch das Schmiermittel weggespült werden konnten, vergleiche Abbildung 5.34 a) und b).

Auch im einzelnen Versuch zum Trockenrundkneten zeigten sich große Mengen Abriebpartikel, siehe Abbildung 5.34 c). Weiterhin war nach dem Trockenrundkneten von Aluminium zu erkennen, dass wie bei den Versuchen mit den konventionellen Werkzeugen mit oder ohne Wolframcarbid-Kobalt-Schicht, große Mengen Aluminiumadhäsion in der Kalibrierzone und an den Strukturen in der Reduzierzone entstanden, siehe Abbildung 5.34 d).

Die erzeugten Werkstückqualitäten der trocken durchgeführten Versuche fallen aufgrund der starken Aluminiumadhäsion extrem schlecht aus, sodass keine weiteren Messungen und Auswertungen durchgeführt wurden. Somit werden keine weiteren Untersuchungen zum Trockenrundkneten von Aluminiumrohren mit strukturierten Werkzeugen, welche keine adhäsionsvermindernde Beschichtung aufweisen, berücksichtigt.

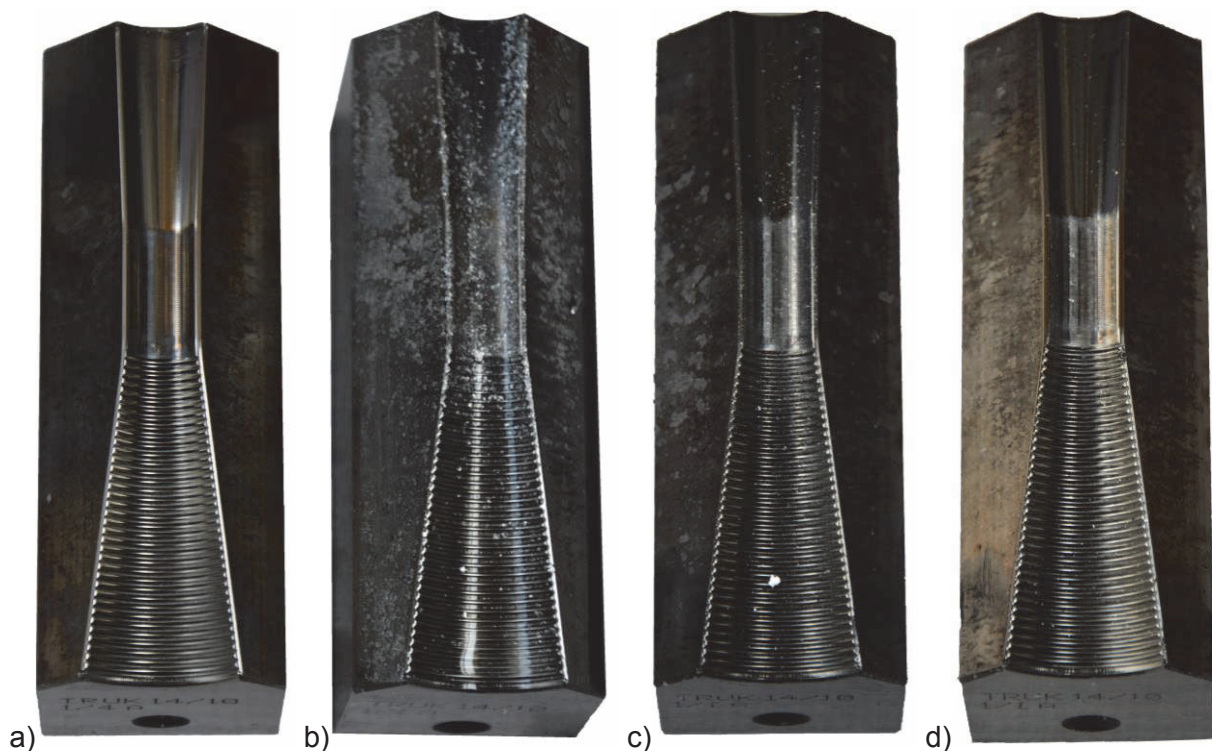


Abbildung 5.34: Strukturierte Werkzeuge; a) neuwertig, b) mit Abrieb nach der geschmierten Umformung von Aluminiumrohren mit $v_f = 500$ mm/min, c) mit Abrieb nach der Trockenumformung von Aluminiumrohren mit $v_f = 500$ mm/min, d) mit Aluminiumadhäsionen an der Struktur und im Kalibrierbereich.

Für das Umformen von Stahlrohren mit strukturierten Werkzeugen erfolgte die gleiche festgelegte Vorgehensweise: Versuche mit vier verschiedenen Vorschubgeschwindigkeiten wurden geschmiert und ungeschmiert durchgeführt. Es erfolgte wie gewohnt eine Auswertung der Rückdrängung als Maß für die axiale Prozesskraft, sowie eine Bewertung der Werkstückqualität mittels Rundheitsabweichung und Oberflächenrauheit.

Bei der axialen Rückdrängung mit den strukturierten Werkzeugen mit einer Strukturamplitude von $A = 150$ μm und einer Wellenlänge $\lambda = 1,3$ mm zeigt sich im Vergleich zu den Versuchen mit den konventionellen Werkzeugen, dass eine deutliche Reduktion der axialen Prozesskraft stattfindet, siehe Abbildung 5.35. Diese Reduktion ist schon bei niedrigen Vorschubgeschwindigkeiten deutlich. Hier sind die Werte der Rückdrängung sowohl für die geschmierten als auch die ungeschmierten Prozesse mit dem neuen Werkzeugsatz sehr gering. Bei der höchsten Vorschubgeschwindigkeit liegen, bis auf einen Ausreißer, die Rückdrängungen für die ungeschmierten Versuche und die aller Versuche mit den strukturierten Werkzeugen gleich bei etwa 0,33 mm. Auffällig ist außerdem, dass durch die Struktur, die auf den Werkzeugsatz aufgebracht ist, kein Unterschied mehr zwischen dem geschmierten und ungeschmierten Prozess zu sehen ist.

Die starke Reduktion der axialen Prozesskraft geht aber mit Einbußen in der Werkstückqualität einher. Demnach ist sowohl in der Rundheitsabweichung RON_t als auch in der Oberflächenrauheit S_a eine Verschlechterung deutlich zu sehen, siehe Abbildung 5.36. Bei der Rundheitsabweichung ist zusätzlich eine Verschlechterung mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit zu erkennen. Für die Oberflächenrauheit ist eine starke Streuung der gemessenen Werte zu

erkennen. Es fällt bei beiden Indikatoren für die Werkstückqualität auf, dass kein Einfluss des Schmierzustandes, welche mit dem strukturierten Werkzeugsatz umgeformt wurde, zu erkennen ist.

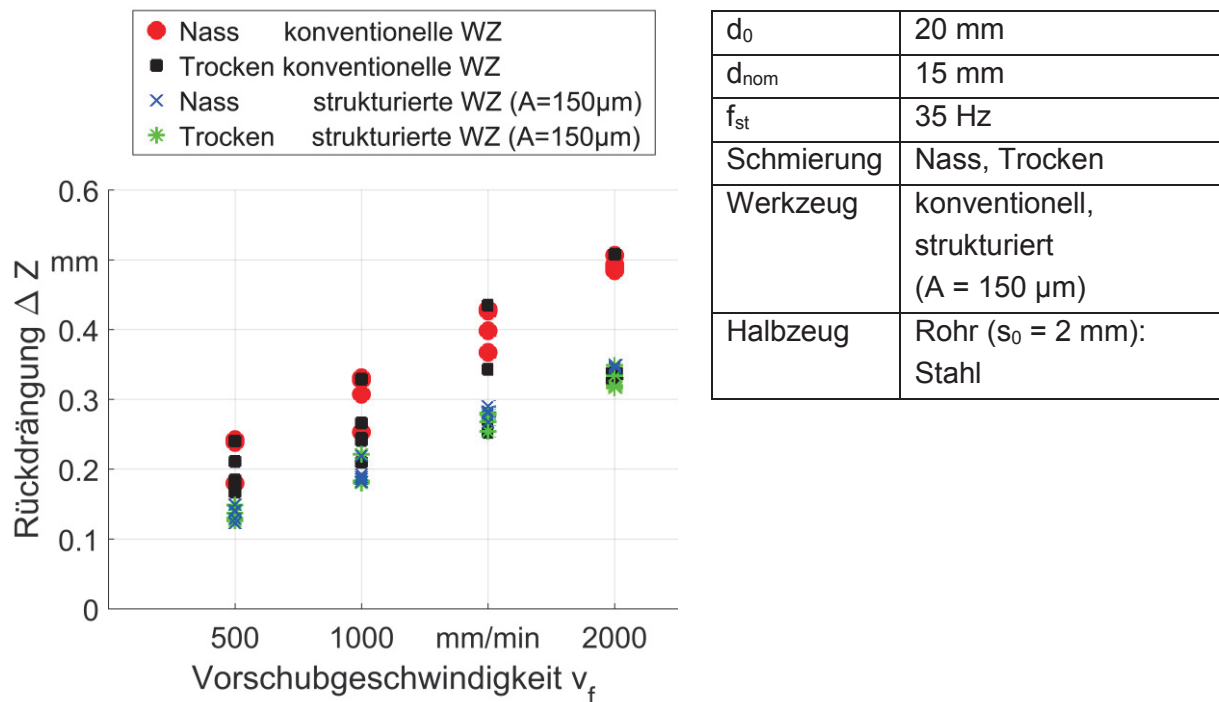


Abbildung 5.35: Axiale Rückdrängung des Vorschubsystems für die Umformung von Stahl, Nass und Trocken mit konventionellen sowie mit strukturierten ($A = 150 \mu m$) Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten.

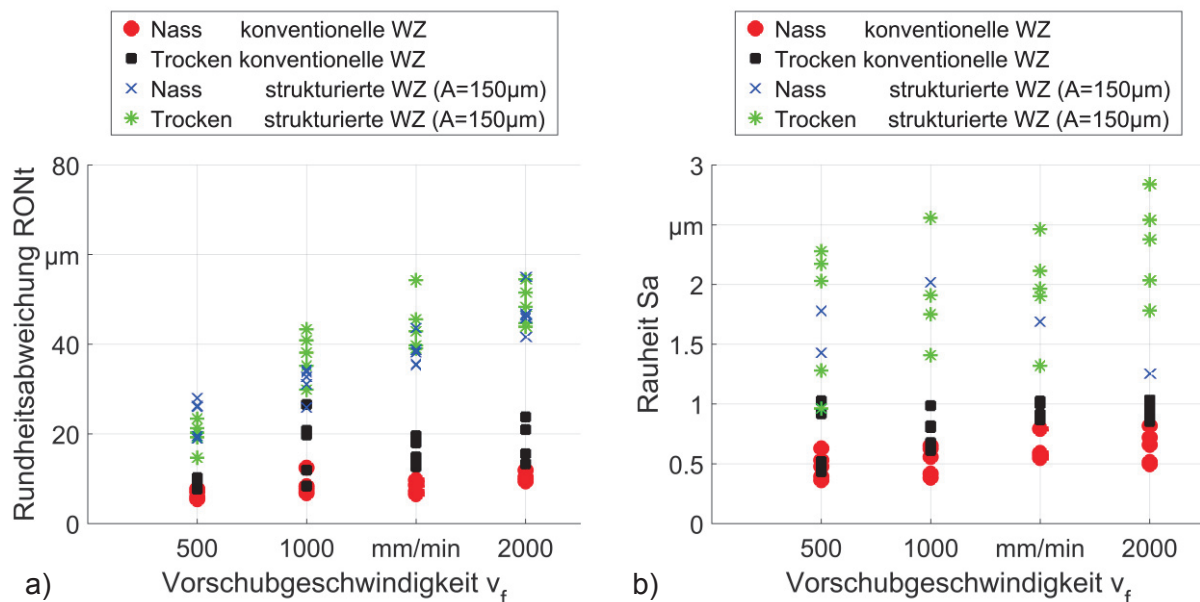


Abbildung 5.36: Werkstückqualität der umgeformten Stahlrohre, Nass und Trocken mit konventionellen sowie mit strukturierten ($A = 150 \mu m$) Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten; a) Rundheitsabweichung, b) Oberflächenrauheit.

Eine Erklärung für die deutliche Verschlechterung der Werkstückqualität ist die erhöhte Menge an Abriebpartikeln. Wie es auch bei Aluminium zu beobachten war, zeigten sich nach den geschmierten und ungeschmierten Umformungen sowohl an den Stahlrohren als auch an den Werkzeugen Abriebpartikel. Ein weiterer Grund ist die Struktur in der Reduzierzone selbst. Diese prägt sich in das Werkstück ab und wird aufgrund der Tiefe der Prägung durch die Höhe der Struktur nicht wieder entfernt. Die Kalibrierzone, welche für die finale Geometrie und das Erreichen einer guten Werkstückqualität hauptsächlich verantwortlich ist, kann die Einprägung der Struktur in die Oberfläche nicht mehr beseitigen.

Die Einprägung der Struktur ist deutlich am Übergang vom initialen zum finalen Durchmesser am Werkstück zu beobachten, vergleiche Abbildung 5.37 a) und b). In diesem Bereich sind die einzelnen Wellenzüge der Struktur zu erkennen. In dem Bereich des Werkstücks, welcher in der Kalibrierzone war, sind diese nicht mehr klar zu sehen. Dies liegt daran, dass nach jedem Schlag das Werkstück weitergeschoben wird und sich somit die Einprägungen der Struktur immer wieder überlagern.



Abbildung 5.37: Rundgeknetete Stahlrohre ($v_f = 500$ mm/min); a) Nass mit konventionellen Werkzeugen, b) Trocken mit strukturierten ($A = 150$ µm) Werkzeugen.

Die verschlechterte Oberfläche eines trocken rundgekneteten Stahlrohres mit $v_f = 500$ mm/min wird in der lasermikroskopischen Aufnahme mit einer Vergrößerung von 20x deutlich sichtbar, siehe Abbildung 5.38. Es sind die eingepprägten Linien in radialer Richtung zu erkennen, welche sich in axialer Richtung wiederholen. Im Höhenprofil der Oberfläche ist zu sehen, dass die Einprägungen nicht der Höhe der Struktur entsprechen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Einprägungen in der Kalibrierzone zum Teil wieder eingeebnet werden, die Einprägungen allerdings zu stark waren, sodass die Kalibrierzone die Oberfläche nicht vollständig einebnen konnte. Dass keine Einebnung möglich ist, liegt an der unterschiedlichen Verfestigung der Oberfläche, durch die verschiedene und unterschiedlich starke Einprägung der Struktur. Somit lässt sich zur Verbesserung der Werkstückqualität eine mögliche Maßnahme ableiten: Die Amplitude der Struktur muss niedriger sein, sodass die Kalibrierzone die dann weniger geprägte beziehungsweise verschlechterte Oberfläche ausgleichen kann.

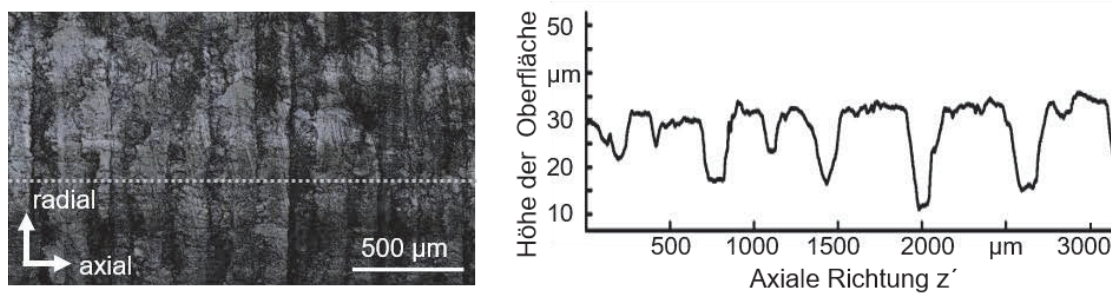


Abbildung 5.38: Mikroskop-Aufnahme und Höhenprofil (markiert als gestrichelte Linie) der Oberfläche eines Trocken mit strukturierten ($A = 50 \mu\text{m}$) Werkzeugen rundgeknetzten Stahlrohres ($v_f = 500 \text{ mm/min}$).

Um zu untersuchen ob eine Verringerung der Strukturhöhe zur Verbesserung der Werkstückqualität führt, wurde ein weiterer Werkzeugsatz gefertigt und erprobt. Dieser besitzt statt einer Strukturamplitude von $A = 150 \mu\text{m}$ nur noch $A = 50 \mu\text{m}$. Auch hier wurde der festgelegte Versuchsplan für Stahlrohre durchgeführt. Auf den Test mit Aluminium wurde aufgrund der Problematik der Aluminiumadhäsion verzichtet. Die Auswertung der Rückdrängung bei Stahlrohren als Maß für die axiale Rückweiskraft zeigt, dass ein Verringern der Strukturamplitude keine nennenswerte Änderung bringt, siehe Abbildung 5.39. Sowohl für die geschmierten, als auch für die ungeschmierten Versuche ergaben sich unabhängig von der Vorschubgeschwindigkeit die gleichen axialen Prozesskräfte mit vergleichbar geringen Streuungen.

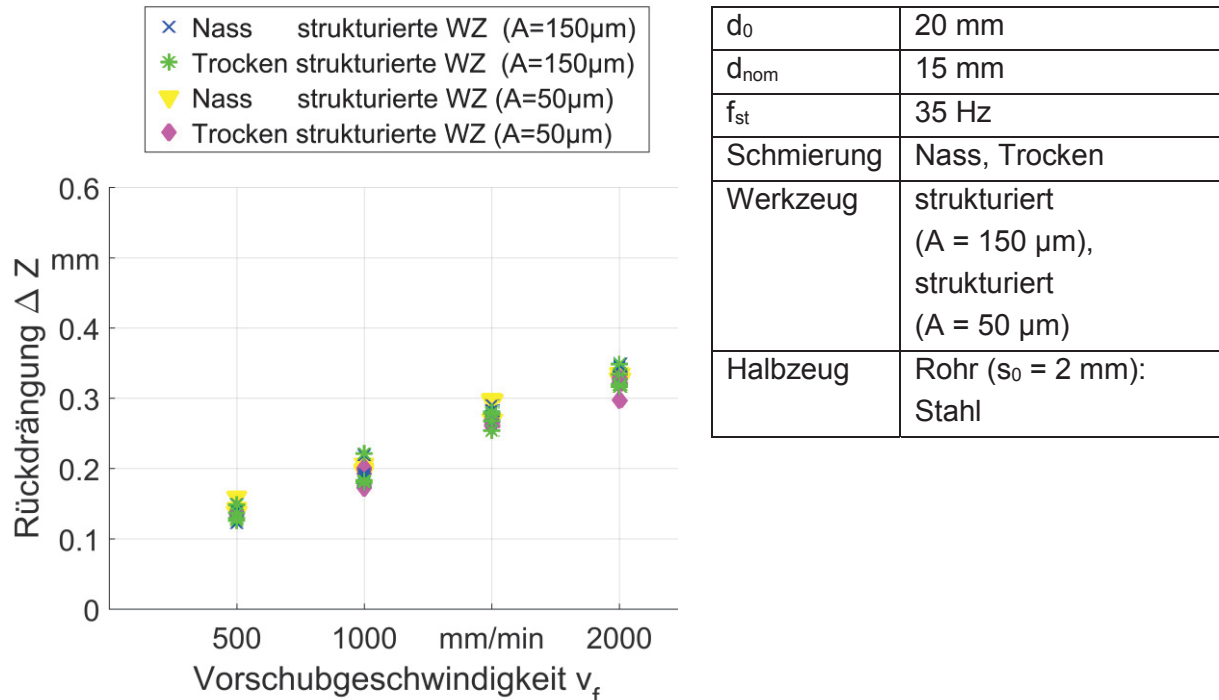


Abbildung 5.39: Axiale Rückdrängung des Vorschubsystems für die Umformung von Stahl, Nass und Trocken mit strukturierten ($A = 150 \mu\text{m}$) sowie mit weniger strukturierten ($A = 50 \mu\text{m}$) Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten.

Beim Blick auf die Werkstückqualität war ein unerwartetes Ergebnis zu sehen. Die Rundheitsabweichung ist deutlich höher für die Stahlrohre ausgefallen, welche mit den Werkzeugen mit der geringeren Strukturamplitude umgeformt wurden. Das Verhalten für verschiedene Vorschübe ist vergleichbar, allerdings liegt für alle Versuche der Wert teilweise doppelt so hoch, siehe Abbildung 5.40 a). Auch bei dem neuen Werkzeugsatz ist wieder kein Einfluss des Schmierzustandes zu sehen. Bei der Oberflächenrauheit ist kein Unterschied zwischen den Werkstücken, welche mit den beiden strukturierten Werkzeugen umgeformt wurden zu sehen, siehe Abbildung 5.40 b). Alle Versuche streuen stark und zeigen keinen Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit oder des Schmierzustandes.

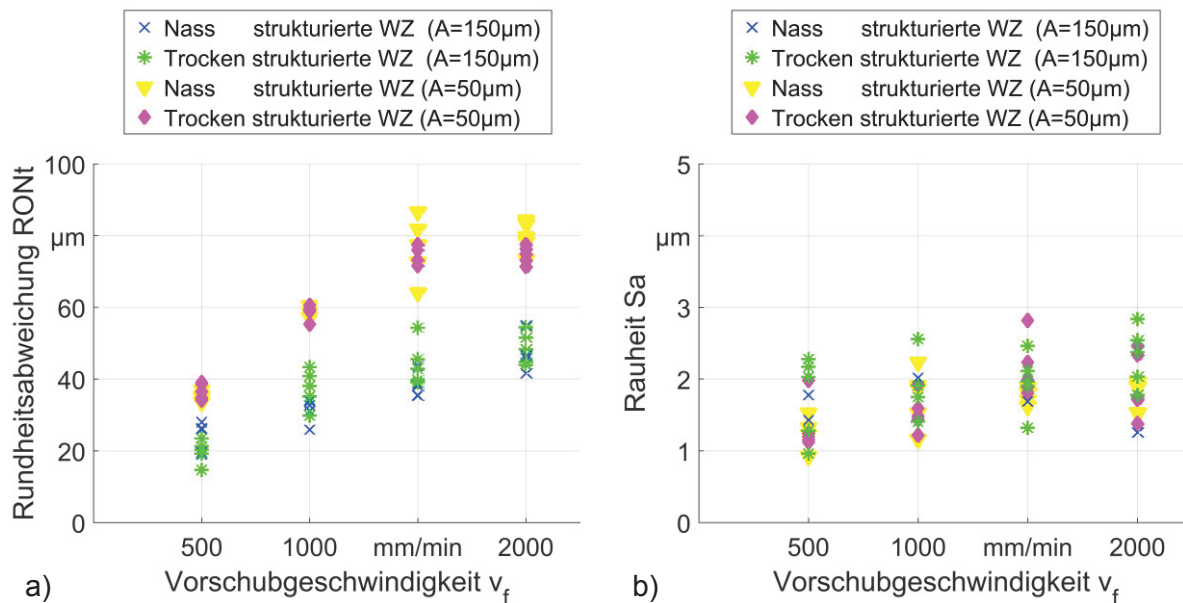


Abbildung 5.40: Werkstückqualität der umgeformten Stahlrohre, Nass und Trocken mit strukturierten ($A = 150 \mu m$) sowie mit weniger strukturierten ($A = 50 \mu m$) Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten; a) Rundheitsabweichung, b) Oberflächenrauheit.

Trotz der niedrigeren Strukturamplitude ist bei den umgeformten Werkstücken immer noch eine Beeinträchtigung der Oberfläche zu erkennen. Dies kann durch eine Schwierigkeit in der Fertigung der Werkzeuge und dem damit entstandenen nur gering abgerundetem Übergang der Reduzierzone mit Struktur in der Kalibrierzone erklärt werden, siehe Abbildung 5.41 a). Dieser Übergang verstärkt die Verschlechterung der Oberfläche mehr als die Verringerung der Amplitude mindert. Somit zeigt sich, dass nicht nur die Strukturhöhe, sondern auch der Übergang der Struktur in die Kalibrierzone eine entscheidende Rolle für die Werkstückqualität spielt.

Aus den gewonnenen Erkenntnissen beider zuvor erprobten strukturierten Werkzeuge wurde ein neues Strukturdesign abgeleitet, welches einen besseren Übergang der Struktur von der Reduzierzone in die Kalibrierzone aufweist. So soll die Struktur ab der ersten Erhöhung, welche in Kontakt mit dem Werkstück kommt, abnehmen. Welche das ist ergibt sich aus der Reduzierung vom initialen Durchmesser $d_0 = 20 \text{ mm}$ zum finalen Durchmesser $d_1 = 15 \text{ mm}$ und dem Werkzeugwinkel $\alpha = 10^\circ$ sowie der Wellenlänge $\lambda = 1,3 \text{ mm}$. Somit nimmt die Höhe der

Amplitude der Sinusstruktur ab der achten Amplitude hin zur Kalibrierzone ab. Die Strukturamplitude weist im achten Wellenzug die maximale Höhe $A_{\max} = 50 \mu\text{m}$ auf und wird bis auf null reduziert, siehe Abbildung 5.41 b).

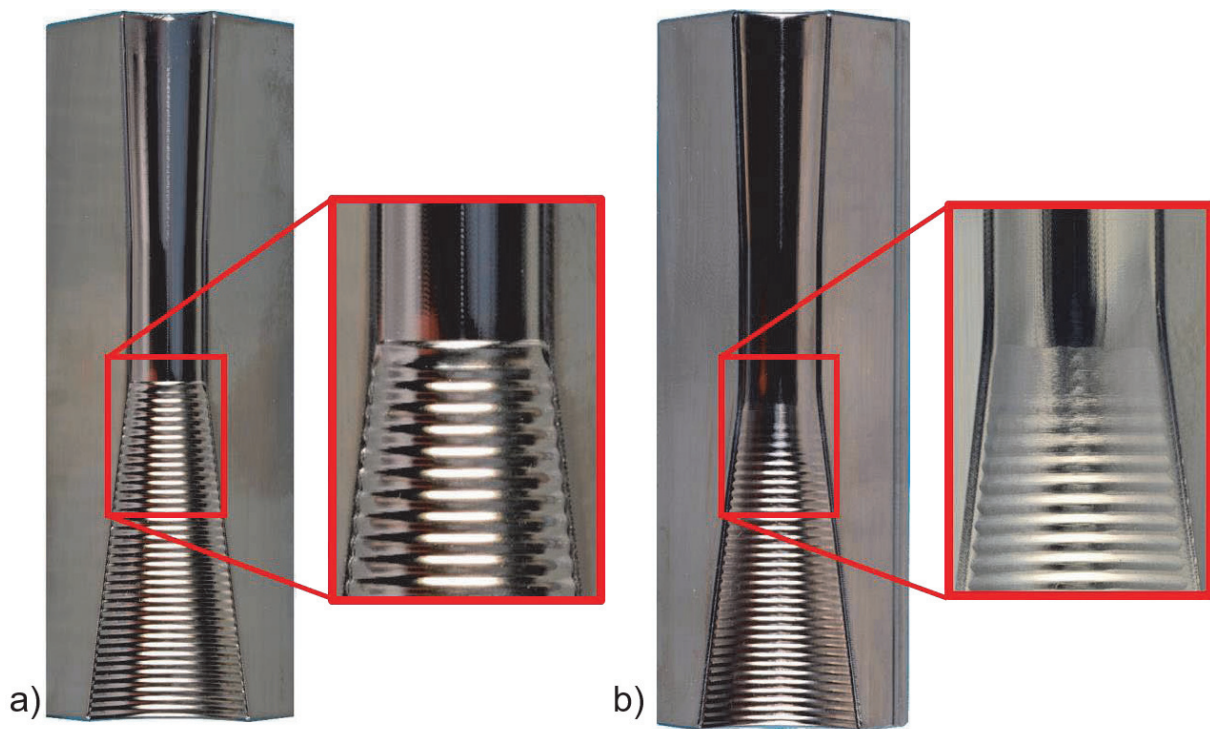


Abbildung 5.41: Strukturierte Werkzeuge; a) gleichbleibende Struktur über die Reduzierzone ($A = 50 \mu\text{m}$), b) gradierte Struktur abnehmend ab der achten Amplitude ($A_{\max} = 50 \mu\text{m}$).

Die Erprobung der gradiert strukturierten Werkzeuge fand für Stahlrohre mit der üblichen Methode statt. Die Rückdrängung als Maß für die axiale Rückweiskraft zeigt, dass im Vergleich zu den ersten strukturierten Werkzeugen eine Gradierung der Struktur zu höheren axialen Prozesskräften führt, siehe Abbildung 5.42. Dies ist besonders bei der geschmierten Umformung zu sehen. Im Vergleich zu den Prozesskräften bei der Umformung mit dem konventionellen Werkzeugsatz ist aber weiterhin eine deutliche Reduzierung zu erkennen. Die trockene Umformung ergab nur für die beiden höheren Vorschubgeschwindigkeiten eine geringe Steigerung der axialen Prozesskraft.

Die Auswertung der Werkstückqualität ergab eine eindeutige Verbesserung der Rundheit und der Oberflächenrauheit, siehe Abbildung 5.43. Im Vergleich zu den Werkstücken, welche mit den gleichbleibend strukturierten Werkzeugbacken umgeformt wurden, konnte die Rundheitsabweichung beispielsweise für die höchste Vorschubgeschwindigkeit halbiert werden. Auch der Einfluss des Schmierzustandes ist nachweisbar: Die trocken umgeformten Werkstücke weisen höhere Rundheitsabweichungen auf als die geschmiert umgeformten. Im Vergleich der erreichten Rundheitsabweichungen, mit den Werkstücken, welche durch den konventionellen Werkzeugsatz ohne Wolframcarbid-Kobalt-Schicht erzeugt wurden, zeigt sich, dass die durch die gradiert strukturierten Werkzeuge erzeugte Rundheit nur etwa 25 % höher liegt (vergleiche Abbildung 5.7).

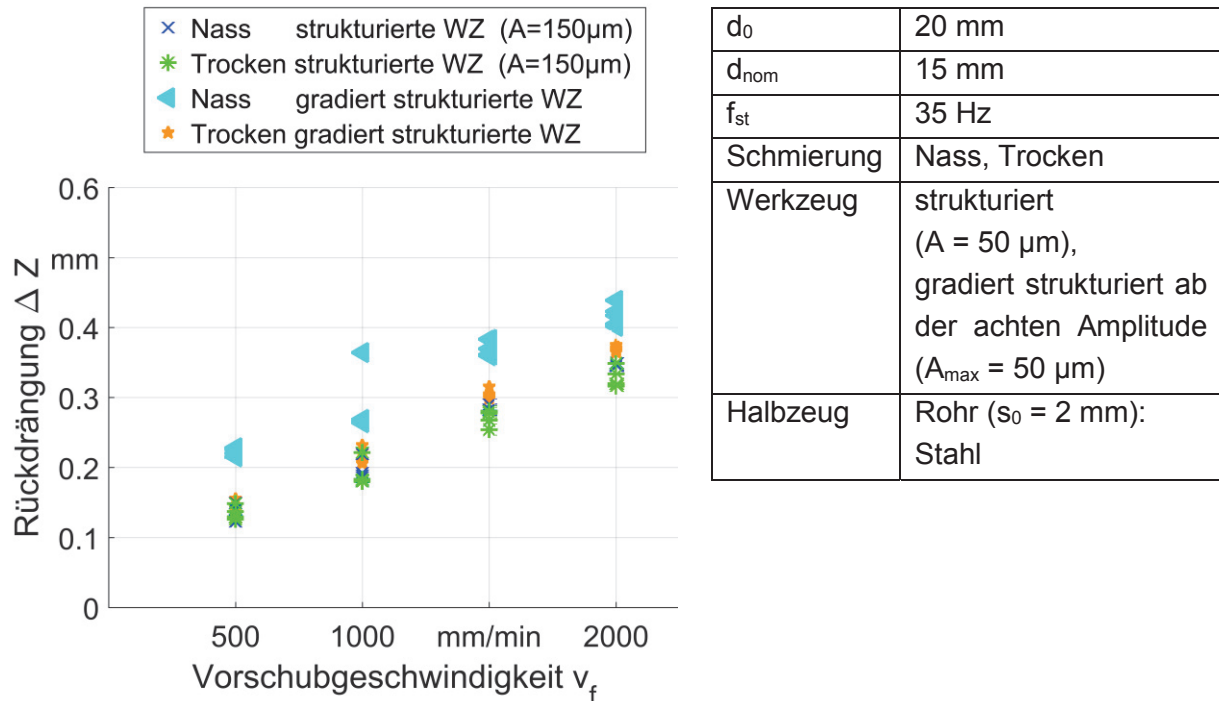


Abbildung 5.42: Axiale Rückdrängung des Vorschubsystems für die Umformung von Stahl, Nass und Trocken mit strukturierten ($A = 50 \mu m$) sowie mit gradiert strukturierten ($A_{max} = 50 \mu m$) Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten.

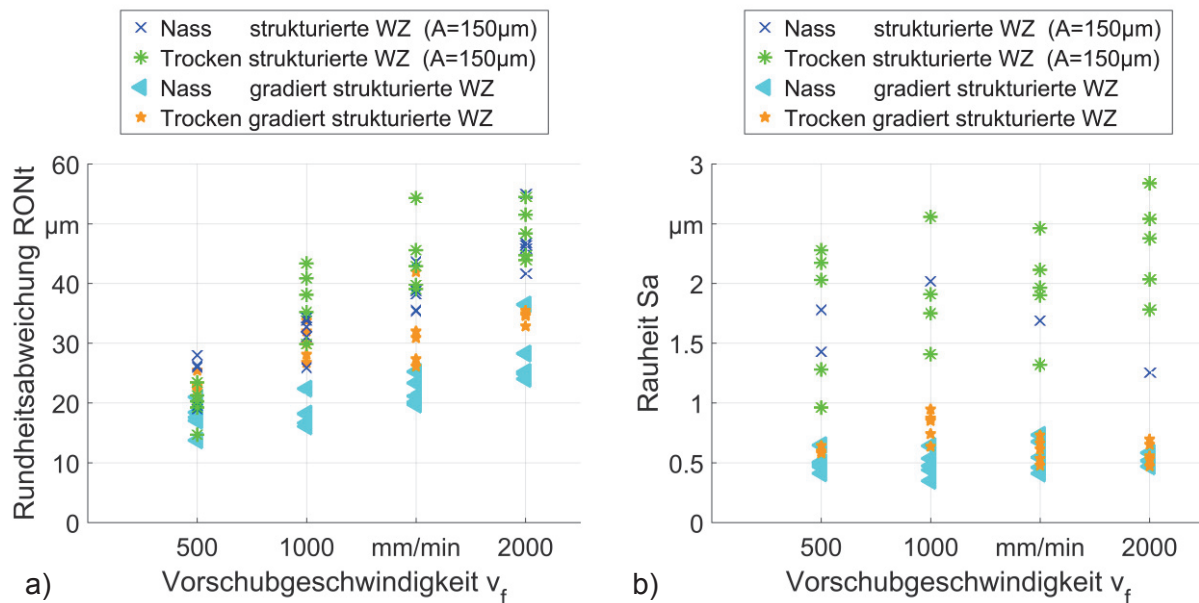


Abbildung 5.43: Werkstückqualität der umgeformten Stahlrohre, Nass und Trocken mit strukturierten ($A = 50 \mu m$) sowie mit gradiert strukturierten ($A_{max} = 50 \mu m$) Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten; a) Rundheitsabweichung, b) Oberflächenrauheit.

Auch bei der Oberflächenrauheit ist eine deutliche Verbesserung zu erkennen, hier liegen die durch die gradiert strukturierten Werkzeuge erzeugten Rauheiten deutlich niedriger und streuen geringer als die durch die gleichbleibend strukturierten Werkzeugbacken erzeugten.

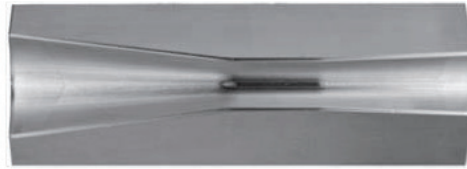
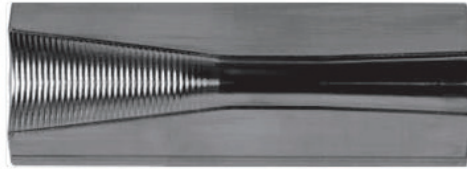
Ein Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit ist nicht zu erkennen, durch die Trockenbearbeitung ergab sich nur eine minimale Verschlechterung. Die erzielte Werkstückqualität (Oberflächenrauheit S_a) zeigt sogar vergleichbare Werte gegenüber denen, mit konventionellen Werkzeugen erzeugten (vergleiche Abbildung 5.7).

Bei der visuellen Prüfung der Werkstücke ist zu erkennen, dass im Übergang vom initialen zum finalen Durchmesser geringere Einprägungen der Struktur zu erkennen sind, siehe Abbildung 5.44. Am Ende der Reduzierzone beginnen bereits die Einprägungen der Struktur zu verschwinden, wodurch die Beeinflussung der Oberfläche insgesamt geringer ist. Vollständig können die Einprägungen nicht entfernt werden, dadurch sind diese visuell immer noch sichtbar, allerdings deutlich geringer als bei den Oberflächen, produziert durch den gleichbleibend strukturierten Werkzeugsatz ohne Gradierung.



Abbildung 5.44: Rundgeknetete Stahlrohre mit gradiert strukturierten ($A_{\max} = 50 \mu\text{m}$) Werkzeugen ($v_f = 500 \text{ mm/min}$); a) Nass, b) Trocken.

Vergleicht man nun die axialen Prozesskräfte der Umformung von Stahlrohren mit unterschiedlich stark strukturierten Werkzeugsätzen mit den Ergebnissen aus der Simulation zeigt sich eine gute Übereinstimmung. Die axialen Prozesskräfte sind dafür jeweils auf den größten auftretenden Wert normiert. Es zeigt sich, dass $\mu = 0,1$ dem geschmierten und $\mu = 0,2$ dem ungeschmierten Prozess entspricht. Demnach können aus den Experimenten drei unterschiedlich stark strukturierte Werkzeugsätze verglichen werden: konventionelle Werkzeuge ohne Wolframcarbid-Kobalt-Schicht mit einem Strukturwert von $S = 0 \mu\text{m}$, gradiert strukturierte Werkzeuge mit $S = 225 \mu\text{m}$ und durchgehend strukturierte Werkzeuge mit $S = 400 \mu\text{m}$, siehe Abbildung 5.45 a). Es stellt sich als heraus, dass für beide Schmierzustände die Entwicklung der axialen Prozesskraft über die Zunahme des Strukturwertes gut übereinstimmt. Nur beim Strukturwert $S = 225 \mu\text{m}$ im ungeschmierten Zustand ist eine etwas größere Abweichung zu beobachten, was zum Beispiel auf veränderte Schlagfolgewinkel im ungeschmierten Zustand, was in der FEM nicht berücksichtigt ist, zurückgeführt werden kann.

Strukturwert $S = 0 \mu\text{m}$ Strukturwert $S = 225 \mu\text{m}$ Strukturwert $S = 400 \mu\text{m}$ 

a)

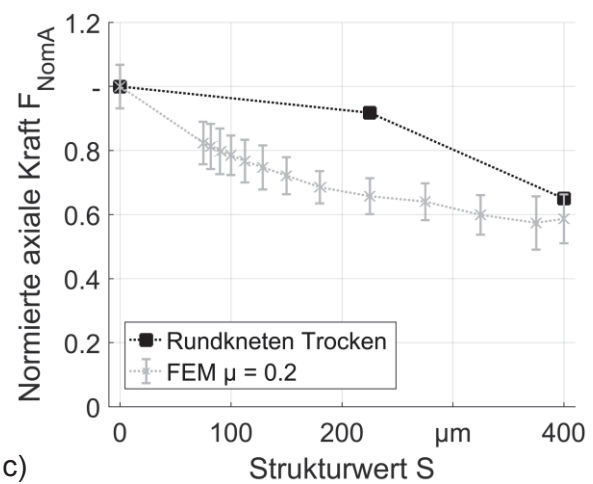
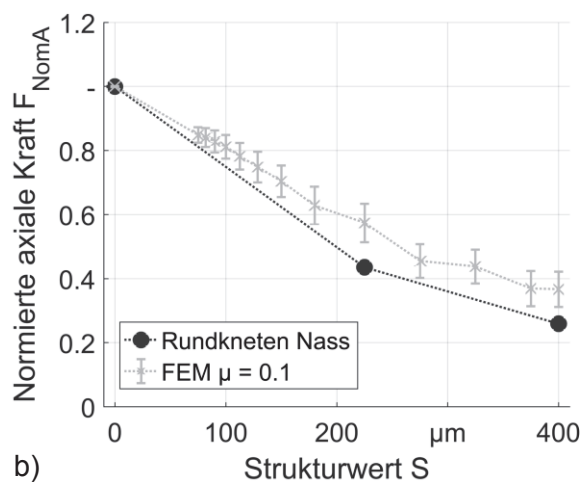


Abbildung 5.45: Drei unterschiedlich stark strukturierte Werkzeuge; a) Abbildung der Werkzeuge mit verschiedenem Strukturwert S , b) normierte axiale Prozesskräfte für die geschmierte Umformung, c) normierte axiale Prozesskräfte für die Trockenumformung.

5.4 Strukturiert und beschichtete Werkzeuge

Zur Untersuchung der eigentlichen These, dass die Kombination aus Strukturierung und Beschichtung der Umformwerkzeuge das Trockenrundkneten von Stahl- und Aluminiumrohren mit einer zum konventionellen Prozess vergleichbarer Werkstückqualität ermöglicht, werden nun die beiden Werkzeugfunktionalisierungen zusammengeführt. Dazu wurde zuerst ein Werkzeugsatz mit einer konstanten Sinusstrukturierung mit dem Cr/CrN/CrC+WC/a-C:H:W/a-C:H Schichtsystem versehen. Die gleichbleibende Struktur wird mit der Beschichtung untersucht, obwohl der negative Einfluss auf die Werkstückqualität bekannt ist. Damit soll zum Beispiel der Einfluss der Beschichtung auf die Partikelentstehung besser untersucht werden. Solch eine strukturiert und beschichtete Werkzeugbacke ist in Abbildung 5.46 in zwei Ansichten dargestellt. Sie wurde wie in Kapitel 5.3 mit den gleichen sonstigen Geometriemerkmale, beispielsweise dem Reduzierwinkel und dem nominalen Durchmesser, gefertigt und ohne weitere Bearbeitungsschritte wie Polieren direkt beschichtet.



Abbildung 5.46: Funktionalisiertes Werkzeug mit Strukturierung ($A = 50 \mu\text{m}$) und Beschichtung in zwei Ansichten.

Somit kann erstmals ein Werkzeugsatz mit Aluminiumrohren getestet werden, welcher eine Strukturierung aufweist. Es war wie zuvor beschrieben keine trockene Umformung von Aluminium ohne erhebliche Aluminiumadhäsion möglich. Speziell der Einfluss der Strukturierung auf die Werkstückqualität kann so untersucht werden, da diese bei der Trockenbearbeitung von Aluminium eine besondere Herausforderung darstellt.

Wie durch die Beschichtung erwartet, ermöglicht diese das Trockenrundkneten von Aluminiumrohren und eine Aussage über die Auswirkung einer Strukturierung des Werkzeugsatzes auf den trockenen Prozess. Es ist festzustellen, dass die strukturiert und beschichteten Werkzeugbacken eine etwas geringere Rückdrängung (als Maß für die axiale Prozesskraft) im Prozess erzeugen als durch die konventionellen Werkzeugbacken verursacht wird, siehe Abbildung 5.47. Der Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit ist vergleichbar. Allerdings fällt auf, dass der neue Werkzeugsatz beim Ablauf des Prozesses, sowohl mit als auch ohne Schmiermittel, keinen Unterschied aufweist.

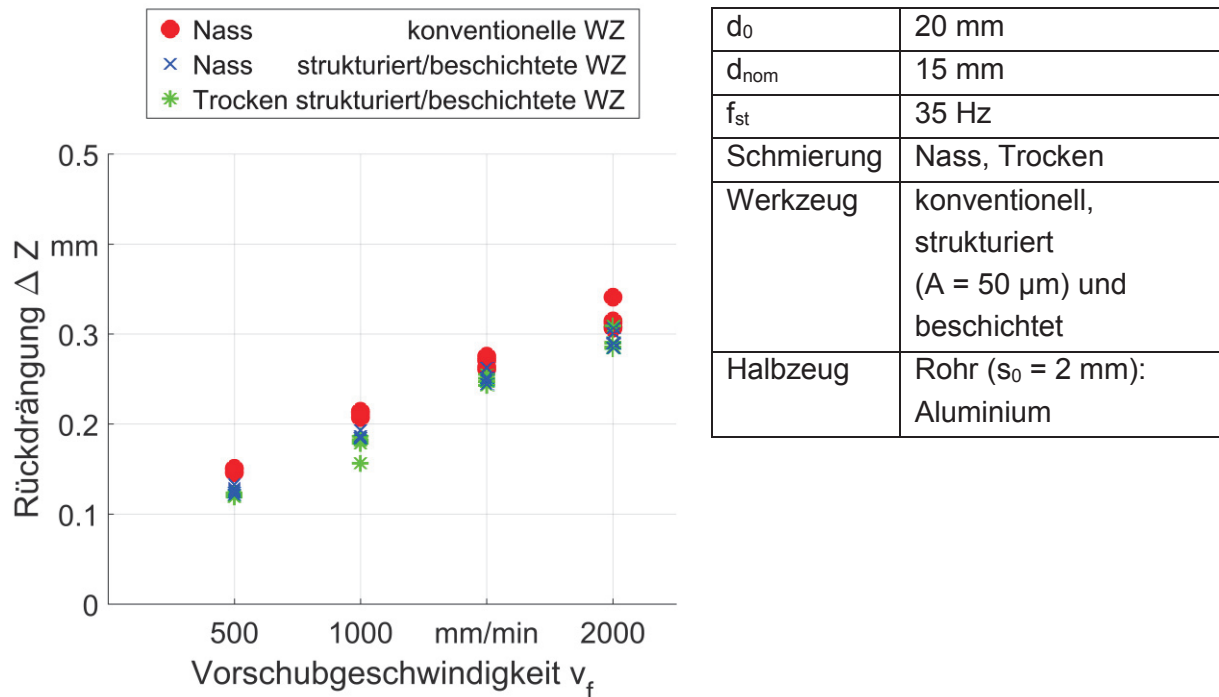


Abbildung 5.47: Axiale Rückdrängung des Vorschubsystems für die Umformung von Aluminium, Nass und Trocken mit konventionellen sowie mit strukturiert ($A = 50 \mu m$) und beschichteten Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten.

Betrachtet man die Werkstückqualität der umgeformten Aluminiumrohre, ist deutlich der negative Einfluss der Struktur des strukturiert und beschichteten Werkzeugsatzes zu erkennen. In Abbildung 5.48 sind die im geschmierten und ungeschmierten Prozess mit den neuen Werkzeugbacken erzeugten Werkstückqualitäten mit den konventionell geschmiert erzeugten Werkstückqualitäten verglichen. Der Vergleich mit den Ergebnissen aus dem Trockenbearbeitungsprozess mit konventionellen Werkzeugen kann nicht herangezogen werden, da dieser Prozess nicht durchführbar war.

Bei der Rundheitsabweichung ist eine deutliche Verschlechterung im Vergleich zum konventionellen Prozess zu erkennen. Diese nimmt mit der Vorschubgeschwindigkeit zu und auch durch die Trockenbearbeitung mit dem strukturiert und beschichtetem Werkzeugsatz ist eine Verschlechterung zu erkennen, siehe Abbildung 5.48 a). Die deutliche Verschlechterung, welche die funktionalisierten Werkzeugbacken mit sich bringen, lässt sich wieder damit erklären, dass die Struktur sich in der Reduzierzone in die Oberfläche prägt. Dies kann in der Kalibrierzone nicht mehr ausgeglichen werden. Dasselbe Verhalten hatte sich auch schon beim Rundkneten von Stahl mit einem, in der Struktur vergleichbarem Werkzeugsatz ohne Beschichtung, gezeigt.

Auch bei der Oberflächenrauheit ergab sich eine Verschlechterung. Sowohl die Rauheitswerte als auch deren Streuung steigen unabhängig vom Schmierzustand, siehe Abbildung 5.48 b). Dies lässt sich erneut über die Beeinträchtigung der Oberfläche durch die Struktur erklären. Außerdem zeigt sich hier deutlich der negative Einfluss der Abriebpartikel, welche mit dem Aluminiumrohr aus der Reduzier- und Kalibrierzone ausgetragen werden und die Oberfläche zusätzlich verschlechtern.

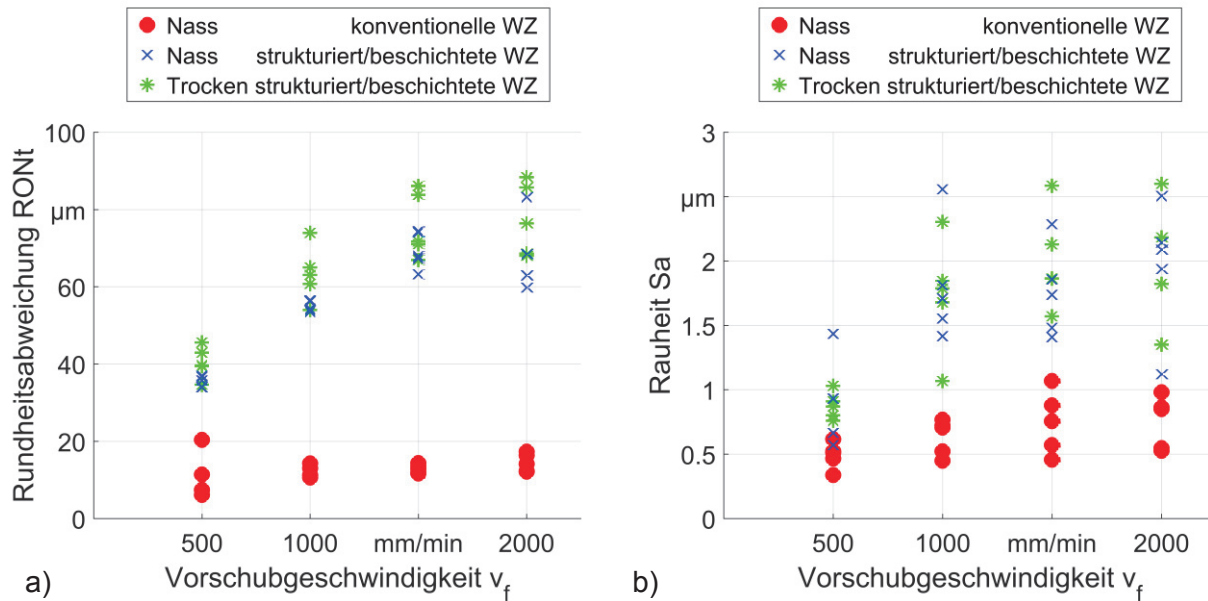


Abbildung 5.48: Werkstückqualität der umgeformten Aluminiumrohre, Nass und Trocken mit konventionellen sowie mit strukturiert ($A = 50 \mu\text{m}$) und beschichteten Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten; a) Rundheitsabweichung, b) Oberflächenrauheit.

Bei der Betrachtung der Werkzeuge nach dem Trockenrundkneten fällt auf, dass teilweise Aluminiumadhäsion an den Werkzeugstrukturen festzustellen war. Es konnten auch kleinste Delaminationen der Schicht festgestellt werden. Weniger Adhäsion und keine Delamination ergab sich im Kalibrierbereich der Werkzeuge [Has17]. Die erhöhte Adhäsion in der Reduzierzone und die geringe Adhäsion in der Kalibrierzone lässt sich durch das Vorhandensein der durch das Fräsen erzeugten Mikrotexturierung erklären.

Zudem zeigte sich erneut eine erhebliche Menge an Abriebpartikeln. Speziell auf den Dachflächen der Werkzeuge, also an der Stelle wo die einzelnen Werkzeugbacken aufeinandertreffen, sammeln sich große Mengen an Aluminium [Böh17b]. Diese lassen sich einfach entfernen und sind nicht mit dem Werkzeug kaltverschweißt. Auch in der Reduzier- und Kalibrierzone sammeln sich Aluminiumpartikel, aber weniger als auf den Dachschrägen der Werkzeuge. Dies kann damit erklärt werden, dass hier die Partikel mit dem Werkstück aus der Umformzone getragen werden und sich dort an der Oberfläche befinden. Somit haben sie einen negativen Einfluss auf die Werkstückqualität.

Die Werkzeuge wurden weiter mit Stahl getestet, um hier den Einfluss auf die axiale Prozesskraft beziehungsweise die Rückdrängung zu untersuchen. Speziell bei der Umformung von Stahl sind die höheren Prozesskräfte die besondere Herausforderung. Erkennbar ist, dass trotz der Verringerung der Reibung durch die Beschichtung, der geschmierte Prozess mit den strukturiert und beschichteten Werkzeugbacken vergleichbare axiale Prozesskräfte erzeugt, wie der trockene Prozess mit den konventionellen Werkzeugen, siehe Abbildung 5.49. Allerdings konnten die Versuche der funktionalisierten Werkzeuge zum Trockenrundkneten von Stahl nicht vollständig durchgeführt werden, weil nach den ersten Versuchen mit der Vorschubgeschwindigkeit $v_f = 500 \text{ mm/min}$ die Beschichtung großflächige Delamination in der Reduzier- sowie in der Kalibrierzone zeigte.

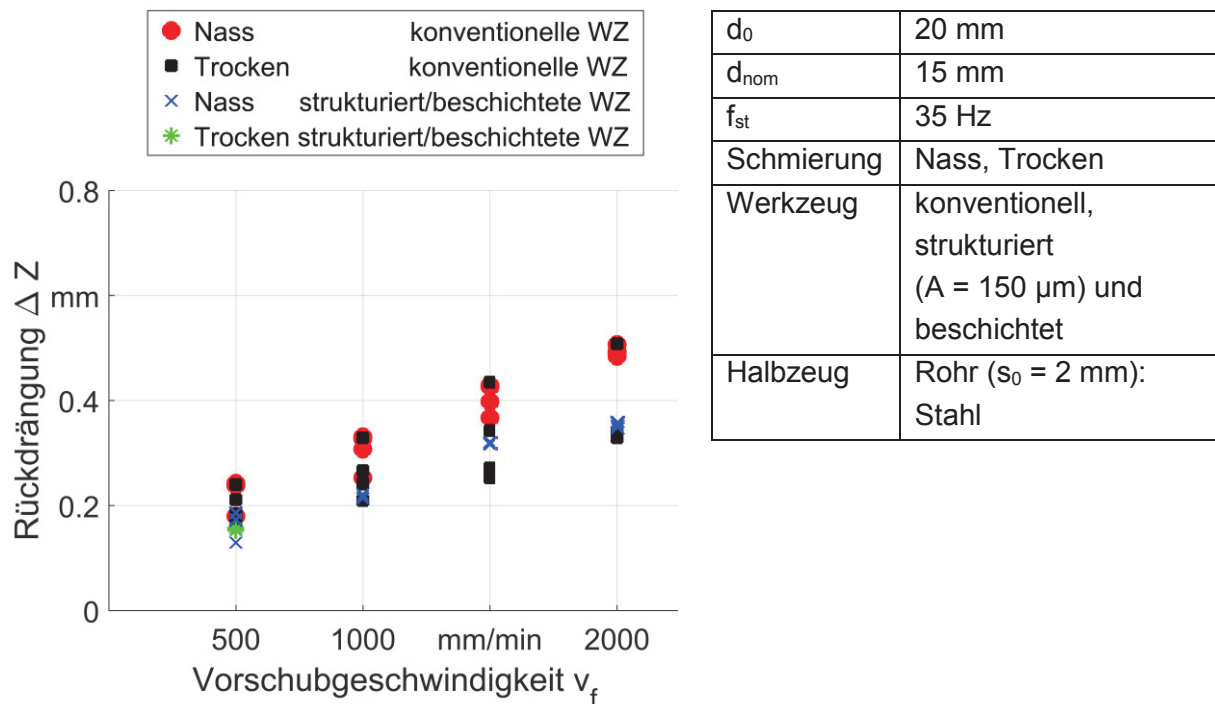


Abbildung 5.49: Axiale Rückdrängung des Vorschubsystems für die Umformung von Stahl, Nass und Trocken mit konventionellen sowie mit strukturiert ($A = 150 \mu m$) und beschichteten Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten.

Weiterhin konnten große Mengen an Abriebpartikeln festgestellt werden. Diese waren sowohl auf den Dachschrägen der Werkzeugbacken als auch in der Reduzier- und Kalibrierzone festzustellen. Dabei war auffällig, dass die Menge an Abrieb deutlich höher war als die bei der Umformung von Aluminiumrohren. Böhmermann fand heraus, dass dies zwar durch die Strukturierung verursacht wurden, allerdings durch die Anti-Korrosionsbeschichtung (Phosphatierung) der Rohre im Ausgangszustand verstärkt wurde. So konnte die Menge an Abriebpartikeln deutlich reduziert werden, wenn zuvor die Korrosionsschutz-Beschichtung entfernt wurde [Böh17b]. Auch die Beschichtung der Werkzeuge reduziert den Partikelabrieb im direkten Vergleich deutlich. Es zeigte sich bei den gleichen Prozessparametern für die Trockenumformung von Stahlrohren ohne Korrosionsschutz mit strukturierten und nicht beschichteten sowie strukturiert und beschichteten Werkzeugen eine geringere Menge an Abrieb, speziell auf den Dachflächen der Werkzeuge [Böh18].

Die deutliche Beschädigung der Beschichtung ist in Abbildung 5.50 zu sehen. So konnten auf allen im Eingriff befindlichen Bergen der Struktur deutliche Delaminationen der Schicht festgestellt werden. Außerdem befanden sich in den Tälern der Struktur Anhaftungen von Stahl an der Beschichtung, siehe Abbildung 5.50 b). Besonders großflächige Delamination konnte direkt im Übergang von der Reduzier- in die Kalibrierzone gefunden werden. Diese ist aufgrund der starken Beanspruchung der Schicht durch den zu steilen Übergang zu begründen. Weiterhin zeigte sich direkt hinter dem Übergang im Kalibrierbereich eine sehr große Delamination, siehe Abbildung 5.50 c). Zusätzlich kam es in diesem Bereich verstärkt zur Abrasion der Beschichtung [Has17].

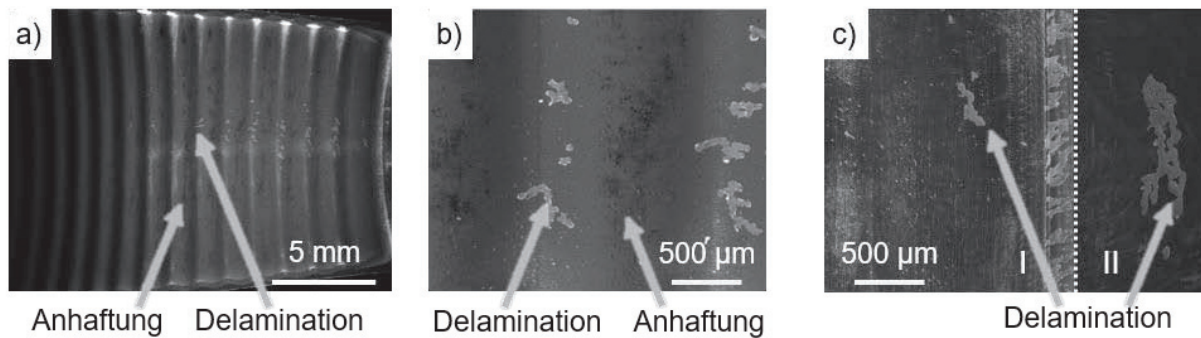


Abbildung 5.50: BSE-Bilder (backscattered electrons) der strukturiert ($A = 50 \mu\text{m}$) und beschichteten Werkzeuge nach dem Trockenumformen von Stahl; a) strukturierte Reduzierzone, b) einzelne Struktur in der Reduzierzone, c) Übergang der Reduzier- in die Kalibrierzone, nach [Has17].

Aus den nun von den Untersuchungen erhaltenen und bereits gewonnenen Erkenntnissen der rein beschichteten Werkzeuge und der Erkenntnisse der rein strukturierten Werkzeuge, wurde ein optimierter funktionalisierter Werkzeugsatz hergestellt. Dieser weist eine nach dem Hartfeinfräsen polierte Reduzierzone sowie eine durch den Hartfeinfräsprozess mikrotexturierte Kalibrierzone auf. Untersuchungen mit dem bereits vorgestellten Ersatz-Tribologiestand [Böh17a] zur Adhäsionsneigung von Aluminium (AlMgSi0,5) gegen Werkzeugstahl (1.2379) konnten nachweisen, dass polierte Oberflächen flächige Aluminiumadhäsionen aufweisen, hingegen texturierte Oberflächen nur vereinzelte Adhäsion.

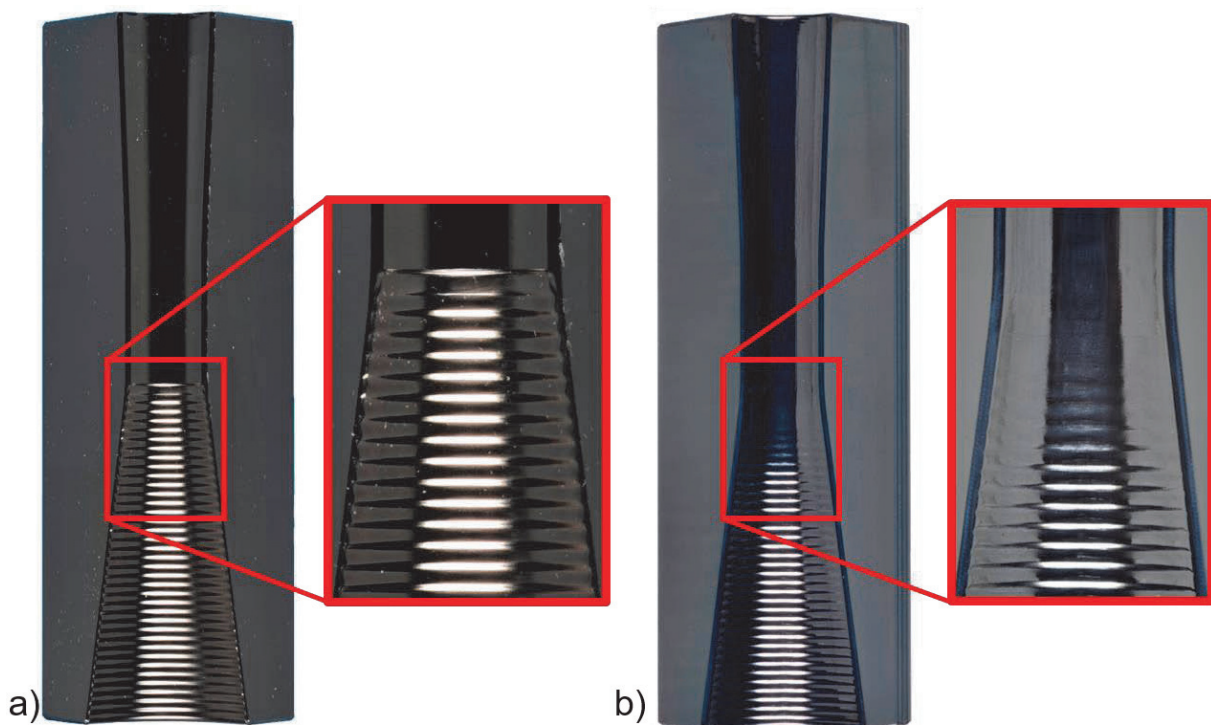


Abbildung 5.51: Strukturiert und beschichtete Werkzeuge; a) gleichbleibende Struktur über die Reduzierzone ($A = 50 \mu\text{m}$), b) gradierte Struktur abnehmend ab der achten Amplitude ($A_{\text{max}} = 50 \mu\text{m}$), sowie polierter Reduzierzone.

Bei der Strukturierung handelt es sich um die gradierte Sinusstruktur, welche ab der achten Amplitude ($A_{\max} = 50 \mu\text{m}$) hin zur Kalibrierzone abnimmt. Der Vergleich, speziell im Übergangsbereich zwischen Kalibrier- und Reduzierzone, eines strukturiert und beschichteten Werkzeugs sowie eines gradiert strukturiert und beschichteten Werkzeugs, ist in Abbildung 5.51 möglich. Die sonstigen geometrischen Merkmale sind zur weiteren Vergleichbarkeit identisch mit den Werkzeugen zuvor, Reduzierwinkel $\alpha = 10^\circ$, Länge der Kalibrierzone $l_{\text{cal}} = 20 \text{ mm}$, Übergangsradien $r_{\text{WZ1}} = 30 \text{ mm}$, $r_{\text{WZ2}} = 40 \text{ mm}$ und nominaler Durchmesser $d_{\text{nom}} = 15 \text{ mm}$.

Als erstes wurde das Verhalten des optimierten funktionalisierten Werkzeugsatzes für die Umformung von Aluminiumrohren untersucht. Es konnte festgestellt werden, dass das Rückdrängen beziehungsweise die axiale Prozesskraft auch durch die gradierte Strukturierung in Verbindung mit der Beschichtung kontrolliert werden kann. Für alle Vorschubgeschwindigkeiten zeigen sich für die verschiedenen Prozesse vergleichbare Werte der Rückdrängung, sowohl für die geschmierte als auch für die trockene Umformung mit dem ersten und optimierten strukturiert und beschichteten Werkzeugsatz, siehe Abbildung 5.52. Im Vergleich zum konventionellen geschmierten Prozess der Umformung von Aluminiumrohren ergeben sich vergleichbare beziehungsweise teils sogar leicht geringere axiale Prozesskräfte.

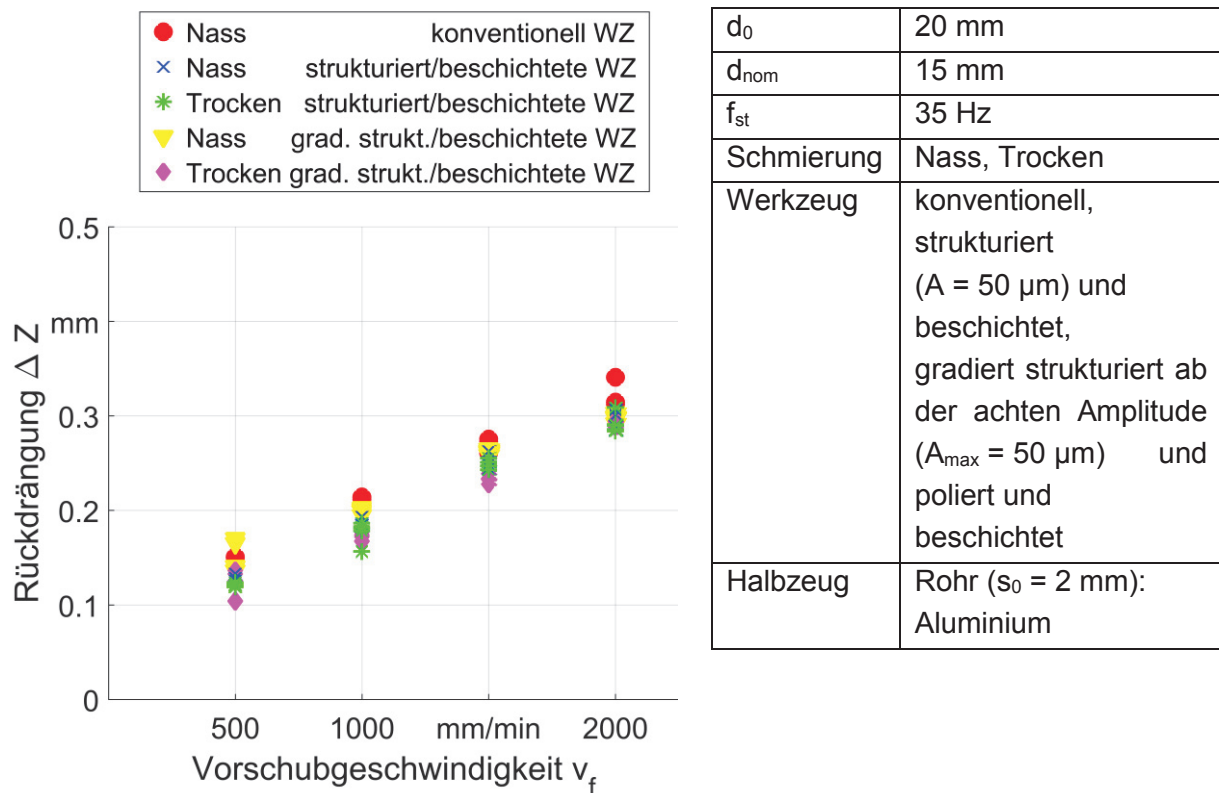


Abbildung 5.52: Axiale Rückdrängung des Vorschubsystems für die Umformung von Aluminium, Nass und Trocken mit strukturiert ($A = 50 \mu\text{m}$) und beschichteten sowie gradiert strukturiert und beschichteten Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten.

Die deutlich kritischere Untersuchung für die Umformung von Aluminium ist die Werkstückqualität. Hier zeigt sich durch die Umformung mit dem optimierten strukturiert und beschichteten Werkzeugsatz eine deutliche Verbesserung im Vergleich zu dem ersten strukturiert und beschichteten Werkzeugsatz. Die Rundheitsabweichungen konnten teilweise mehr als halbiert

werden, allerdings ist eine schlechtere Rundheit bei der Trockenumformung erzeugt worden, siehe Abbildung 5.53 a). Erkennbar bei der Variation der Vorschubgeschwindigkeit ist, dass mit höherem Vorschub größere Rundheitsabweichungen erzeugt werden. Auch im Vergleich zum geschmierten konventionellen Prozess zeigt sich, dass die Rundheitsabweichung noch deutlich zu hoch ausfällt. Dies kann auf zwei Punkte zurückgeführt werden. Einerseits sind immer noch visuell leichte Markierungen der Struktur der Reduzierzone zu sehen, sodass eine stärkere Gradierung oder eine Senkung der maximalen Amplitude helfen könnte. Andererseits ist ein weiteres auch hier wieder nicht berücksichtigtes geometrisches Merkmal der Werkzeugbacken die Schmiegun der Kalibrierzone, welche der Trockenumformung nicht angepasst ist. Beim zweiten Qualitätsmerkmal der Oberflächenrauheit zeigt sich eine deutliche Verbesserung auch im Vergleich zum konventionellen geschmierten Prozessergebnis. So liegt die Rauheit für die mit dem optimierten Werkzeugsatz umgeformten Werkstücke sowohl für den geschmierten als auch den ungeschmierten Prozess gleich und teils sogar unter den Werten der konventionell geformten Werkstücke, siehe Abbildung 5.53 b). Die Streuung der Werte steigt dabei wie gewohnt mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit. Dass sogar bessere Rauheitswerte erreicht werden konnten, kann mit der Wolframcarbid-Kobalt-Schicht der konventionellen Werkzeuge erklärt werden. Es zeigte sich bereits im Vergleich der beiden konventionellen Werkzeugsätze mit und ohne Wolframcarbid-Kobalt-Schicht, dass eine solche Schicht einen negativen Einfluss auf die Rauheit hat.

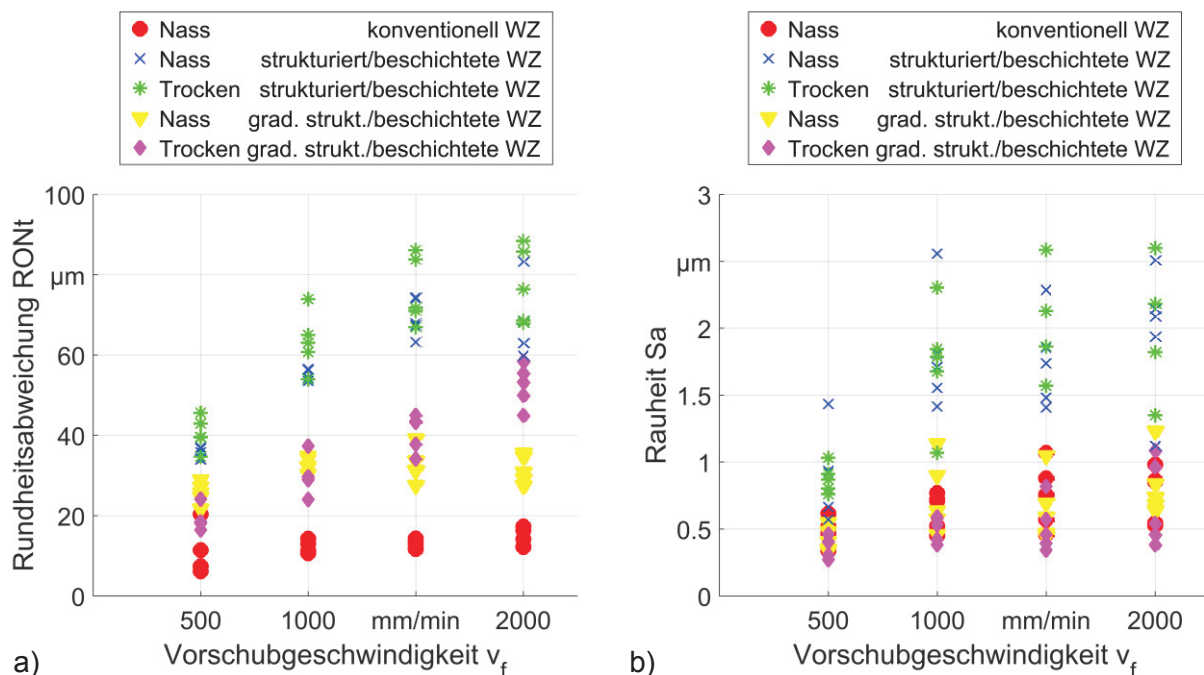


Abbildung 5.53: Werkstückqualität der umgeformten Aluminiumrohre, Nass und Trocken mit strukturiert ($A = 50 \mu\text{m}$) und beschichteten sowie gradiert strukturiert und beschichteten Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten; a) Rundheitsabweichung, b) Oberflächenrauheit.

Betrachtet man die neuen Werkzeuge nach der Trockenumformung, fällt auf, dass sie deutlich geringere Mengen an Abrieb aufweisen. So konnte sowohl auf den Dachschrägen als auch in

der Reduzier- sowie Kalibrierzone kaum Abrieb gefunden werden [Böh18]. Auch die Begutachtung der Schicht fiel positiv aus, es zeigten sich nur geringe Mengen an Aluminiumadhäsion in der Reduzierzone und keine Adhäsion in der Kalibrierzone. Auf der gesamten Werkzeugbacke konnten keine Schichtfehler festgestellt werden.

Weiterhin wurde der optimiert gradiert strukturiert und beschichtete Werkzeugsatz auch mit Stahlrohren Nass und Trocken für die vier üblichen Vorschubgeschwindigkeiten untersucht. Bei der Umformung von Stahlrohren ist ein Unterschied zwischen der geschmierten und ungeschmierten Prozessführung zu erkennen, in der Form, dass die geringere Reibung durch das Schmiermittel zu höheren axialen Prozesskräften führt, siehe Abbildung 5.54. Ein Vergleich zu den ersten strukturiert und beschichteten Werkzeugen findet nicht statt, da nicht alle Vorschubgeschwindigkeiten im ungeschmierten Prozess aufgrund der starken Delamination der Schicht erprobt werden konnten. Daher erfolgt nur der Vergleich mit dem konventionellen Werkzeugsatz. Dabei ist zu erkennen, dass die Streuung der Rückdrängung deutlich geringer ist als die des ungeschmierten Prozesses mit konventionellen Werkzeugen. Die axialen Prozesskräfte liegen meist in einem vergleichbaren Bereich oder befinden sich zwischen denen des geschmierten und ungeschmierten Prozesses mit den konventionellen Werkzeugen.

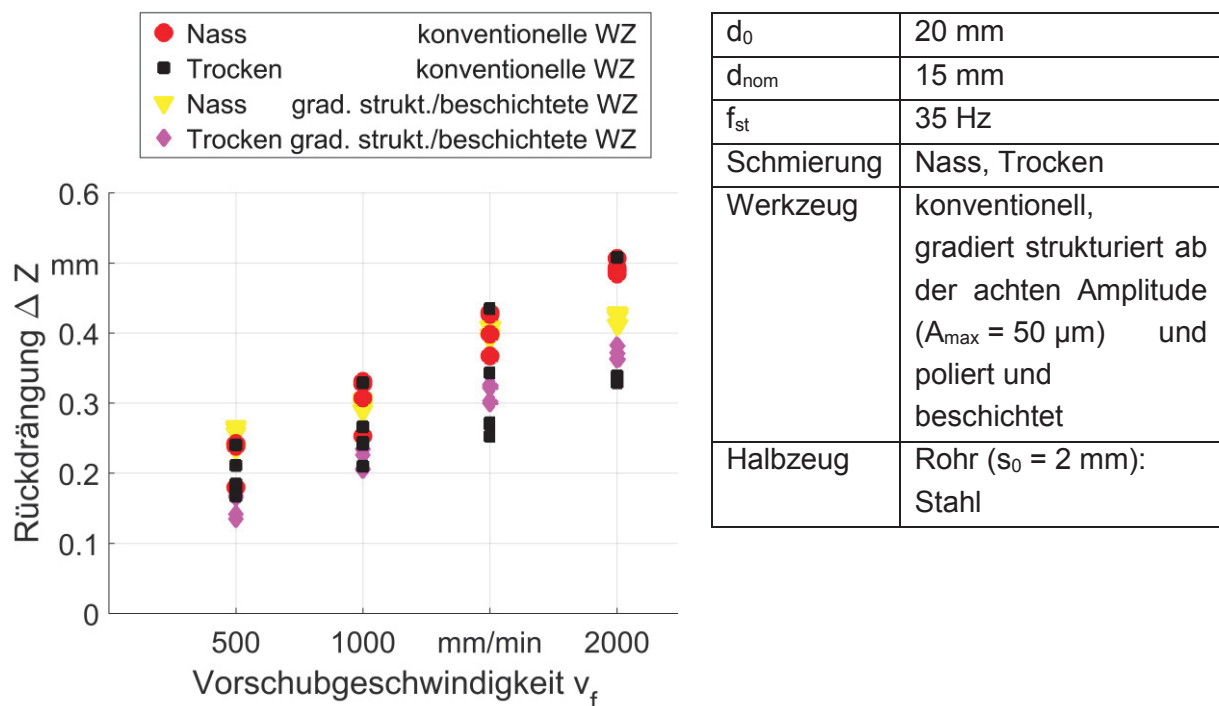


Abbildung 5.54: Axiale Rückdrängung des Vorschubsystems für die Umformung von Stahl, Nass und Trocken mit konventionellen sowie gradiert strukturiert und beschichteten Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten.

Das erzeugte Ergebnis der Umformung zeigt ein vergleichbares Resultat für die Trockenumformung von Stahl wie bereits für die Trockenumformung von Aluminium. Im Vergleich zu den konventionell umgeformten Werkstücken weisen die umgeformten Stahlrohre, welche mit den optimierten Werkzeugen rundgeknetet wurden, eine schlechtere Rundheit auf. Sowohl geschmiert als auch ungeschmiert liegen die Rundheitsabweichungen etwa um Faktor 2 höher, siehe Abbildung 5.55 a). Auch hier lassen sich die gleichen Erklärungen und mögliche Ansätze

zur Verbesserung wie für Aluminium ableiten: Einerseits die maximale Strukturamplitude in der Reduzierzone, beziehungsweise deren Verringerung, und andererseits die Schmiegun der Kalibrierzone beziehungsweise ihrer Anpassung.

Eine starke Verbesserung der Oberflächenrauheit durch den Einsatz des optimierten strukturiert und beschichteten Werkzeugsatzes, wie es bei den umgeformten Aluminiumrohren der Fall war, ist für die umgeformten Stahlrohre nicht festzustellen. Die erreichte Oberflächenrauheit liegt für den geschmierten und ungeschmierten Prozess in einem vergleichbaren Bereich wie für die konventionelle geschmierte Umformung. Allerdings konnte eine Verbesserung zur ungeschmierten Umformung mit konventionellen Werkzeugen erreicht werden. Auch zeigte sich gerade für die drei höheren Vorschubgeschwindigkeiten, dass die Trockenumformung mit dem neuen Werkzeugsatz zu einer verbesserten Rauheit im Vergleich zu den Ergebnissen der geschmierten Umformung mit diesen Werkzeugen führt. Dies kann an der Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück liegen. So fällt während der geschmierten Versuchen auf, dass das Werkstück in der Spannzange meist komplett feststeht oder nur wenig mit dreht. Bei der trockenen Prozessführung dreht das Werkstück hingegen deutlich mehr und deutlich kontinuierlicher mit. Somit sind die Bewegungen zwischen Werkzeug und Werkstück unterschiedlich und für die Trockenumformung ergibt sich ein höherer Schlagfolgewinkel.

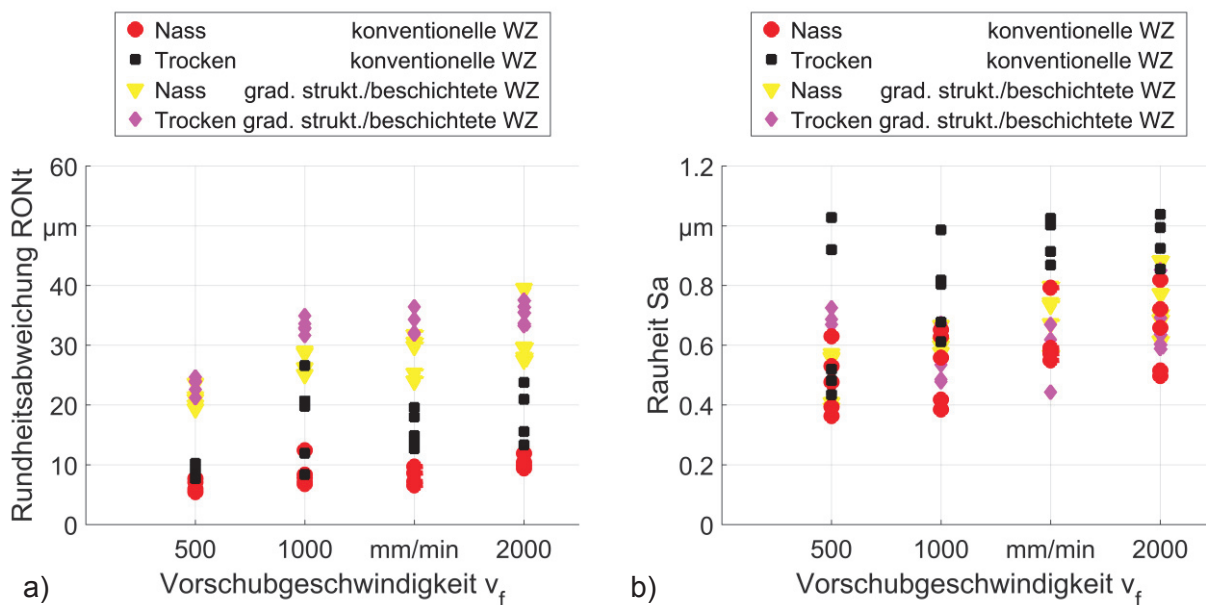


Abbildung 5.55: Werkstückqualität der umgeformten Stahlrohre, Nass und Trocken mit konventionellen sowie gradiert strukturiert und beschichteten Werkzeugen für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten; a) Rundheitsabweichung, b) Oberflächenrauheit.

Die Analyse der neuen optimierten Werkzeuge nach dem Prozess zeigten, dass die Kombination aus gradiert Strukturierung sowie Beschichtung mit zuvor angepasster Oberfläche durch Polieren beziehungsweise Texturieren auch einen positiven Einfluss auf die Anzahl der Abriebpartikel hat. Es wurden die geringsten Mengen an Partikeln auf den Dachschrägen der Werkzeugbacke als auch in der Reduzier- und Kalibrierzone für das Trockenrundkneten gefunden [Böh18].

Nach den Trockenrundknetversuchen wurde die Beschichtung der Werkzeuge untersucht. Es zeigte sich signifikant weniger Schichtdelamination. Nur an der achten Strukturamplitude in der

Reduzierzone, welche als erstes im Eingriff mit dem Werkstück ist, wurden einige Delaminationen beobachtet, siehe Abbildung 5.56 a). Der Übergang zur Kalibrierzone war komplett frei von Schichtfehlern. In der Kalibrierzone zeigten sich nur sehr vereinzelte Delaminationen und an den Seiten der Kalibrierzone erste Spuren von leichter Abrasion, siehe Abbildung 5.56 b). Weiterhin wurde vor und nach dem Trockenrundkneten die beschichtete Struktur mittels konfokalem 3D Laserscanning-Mikroskop vermessen, um ein mögliches Versagen der Struktur auszuschließen. Die Aufnahmen wurden an der Stelle des Erstkontaktes zwischen Werkzeug und Werkstück am achten Wellenzug der Struktur angefertigt. Beim Vergleich der Oberflächen konnte keine Deformation oder ein Versagen der Makrostrukturierung festgestellt werden, die Profilflächen waren unverändert. Nur ein leichtes Glätten der Rauheit auf den Strukturflanken in Folge des Trockenrundknetens konnte festgestellt werden.

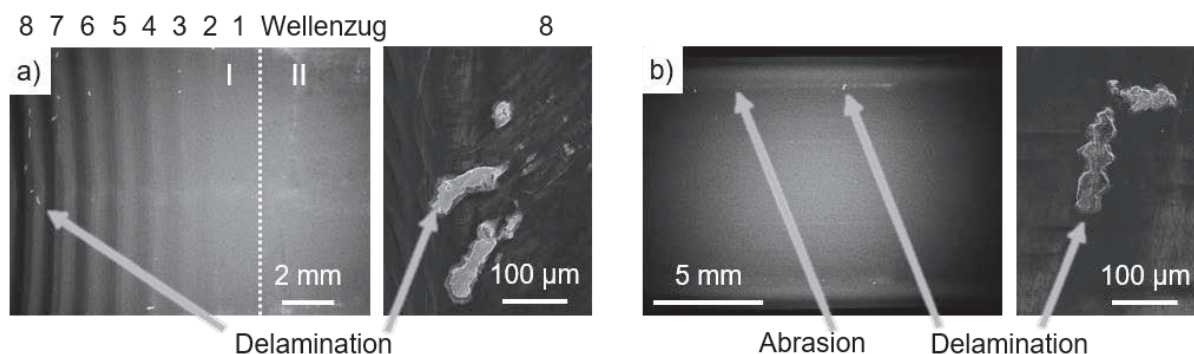


Abbildung 5.56: BSE-Bilder (backscattered electrons) der gradiert strukturiert ($A = 50 \mu\text{m}$) und beschichteten Werkzeuge nach dem Trockenumformen von Stahl; a) strukturierte Reduzierzone mit Ausschnittsvergrößerung einer Delamination, b) Kalibrierzone mit Ausschnittsvergrößerung einer Delamination.

Wie sich zeigte, erhöht eine gleichbleibende Struktur in der Reduzierzone die Schichtdelamination. Auch die Werkstückqualität wurde deutlich beeinträchtigt und die Entstehung von Abriebpartikeln war groß. Allerdings konnte eine Verbesserung erreicht werden, indem die Struktur gradiert und die Amplitude hin zur Kalibrierzone abnehmend realisiert wurde. Dabei konnte immer noch die axiale Prozesskraft niedrig gehalten werden. Letztendlich stellt die Struktur immer einen Kompromiss zwischen ihrer Wirkung zur Reduktion der Prozesskraft und der erzeugten Werkstückqualität dar. Weiterhin ist ihre geeignete Gestaltung eine Voraussetzung für eine gute Schichthaftung.

Weitere Optimierungen der Schicht im Zusammenspiel mit der Struktur sollten am Erstkontakt der Reduzierzone der Werkzeuge mit dem Werkstück vorgenommen werden. Diese hängt direkt vom Werkzeugwinkel und dem initialen Durchmesser des Werkstücks ab und muss somit auf den Prozess angepasst sein. Es zeigte sich in der Simulation, dass am Erstkontakt hohe Dehnungen im Werkstückwerkstoff vorliegen. Auch in den Experimenten mit den gradiert strukturiert und beschichteten Werkzeugen waren an dieser Position die letzten noch an der Struktur auftretenden Schichtdelaminationen und Aluminiumadhäsionen zu sehen. Eine weitere Prozessgröße, auf welche die Schicht angepasst sein sollte, ist der Vorschub pro Schlag. Die Wellenlänge und der Vorschub pro Schlag sollten aufeinander abgestimmt sein, sodass ein be-

stimmter Bereich der abgeprägten Struktur im Werkstück beim nächsten Schlag auf eine definierte Position in der Struktur auf der Werkzeugbacke trifft. Somit können einerseits Dehnungen im Werkstück und Belastungen im Werkzeug angepasst werden, andererseits kann dies auch zur Verbesserung des erzeugten Werkstücks und zur Steigerung des Leistungsvermögens der Schicht auf der Struktur führen.

6 Warmrundkneten

Mit Rundkneten als Kaltmassivumformverfahren werden Werkstücke gefertigt, welche einerseits über eine hohe Zugfestigkeit, andererseits über eine geringe Duktilität verfügen. Im Gegensatz dazu führt Warmumformen zu Werkstücken mit hoher Duktilität, die allerdings eine geringere Festigkeit haben. Weiterhin kann ein feinkörniges Gefüge erzeugt werden. Feinkörnige und duktile Werkstoffe sind von wirtschaftlichem Interesse, da sie Fertigungsmöglichkeiten und Einsatzgebiete eröffnen, welche mit typischen Werkstoffen und Umformprozessen nicht möglich sind.

Feinkörnige Gefüge (Korngröße von 1-2 μm) können beispielsweise durch sehr starke Verformung, „severe plastic deformation“ (SPD), erzeugt werden [Son06]. Ein Beispiel ist das „equal channel angular pressing“ (ECAP), bei welchem der Werkstoff durch eine Bohrung mit einem 90° Winkel gepresst wird und eine starke Scherung erfährt. Bei mehrmaligen ECAP des gleichen Werkstücks ist eine weiter abnehmende Korngröße zu beobachten [Fer97], woraus eine Erhöhung der Duktilität bei abnehmender Sprödigkeit resultiert [Yan12]. Weiterhin weist der Werkstoff eine verbesserte Härte und Streckgrenze auf, welche nach etwa vier Durchgängen ihr Maximum erreicht [Dal04].

Ein weiterer bekannter Ansatz zur Erzeugung solch feinkörniger Werkstoffe ist das Rundkneten in zwei verschiedenen Varianten, das „equal channel angular swaging“ (ECAS) [Bru11] sowie das exzentrische Rundkneten [Ish17]. Eine zusätzliche Möglichkeit ist das Warmrundkneten oberhalb der Rekristallisationstemperatur. Eine konventionelle Prozessführung und Schmierung ist aufgrund der Temperatur des Werkstücks nicht mehr möglich [Hei01]. Die neue trockene Prozessführung (Trockenrundkneten) ermöglicht jedoch, dass mit herkömmlichen Rundknetanlagen Stahl unkomplizierter warm umgeformt werden kann. Durch diese thermomechanische Behandlung können Werkstoffe mit feinerem Gefüge, erhöhter Duktilität und gesteigerter Festigkeit erzeugt werden.

Die Festigkeit eines Werkstoffs dient der Erhöhung des Widerstands gegen eine bleibende Verformung. Hier sind die Mischkristallverfestigung und Teilchenverfestigung zu nennen, bei denen Mikrolegierungselemente das Kristallgitter verspannen. Die Verformungsverfestigung erhöht durch plastische Verformungen die Versetzungsdichte und wird als Kaltverfestigung bezeichnet. Als letzter Mechanismus ist die Korngrenzenverfestigung zu listen, bei welcher die Versetzungsebenen, welche Ursache der plastischen Verformung sind, an den Korngrenzen gestoppt werden. So erreichen Versetzungen beispielsweise bei feinkörnigem Gefüge schneller eine Korngrenze und es kann durch gezielte Erzeugung von Feinkörnigkeit eine höhere Festigkeit erreicht werden. [Wei07]

Eine Beeinflussung des Gefüges ist durch thermische Prozesse möglich, beispielsweise der Rekristallisation. Dabei kommt es zur Neubildung des Kristallgitters, beginnend mit einer Keimbildung, bei der neue Kristalle wachsen. Ein Sonderfall ist die dynamische Rekristallisation, welche während der Warmverformung stattfindet. Bei einer plastischen Verformung oberhalb der Rekristallisationstemperatur entstehen durch die Versetzungen viele Keimstellen. An diesen beginnt eine Kornbildung, wobei parallel die entstehenden Versetzungen sofort wieder abgebaut werden. So liegt der Werkstoff nach der Warmumformung im rekristallisierten Zustand vor. [Sei14]

Eine Herausforderung bei der Warmumformung ist die Vermeidung der Verzunderung von Baustählen. Verzunderung ist eine Korrosion, bei der sich durch hohe Temperaturen ein dickschichtiges Oxidationsprodukt an der Werkstoffoberfläche anlagert. Dieser Zunder kann beim Warmrundkneten das Knetwerk verschmutzen und sowohl dem Werkzeug als auch Werkstück aufgrund seiner hohen Härte schaden [Mac11]. Diese Oxidationsreaktion kann zum Beispiel durch Schutzgas wie Argon verhindert werden. Auch eine Beschichtung der Halbzeuge ist möglich, was bereits beim Axial-Radial-Umformen von Rohren von Heislitz untersucht wurde [Hei01]. Weiterhin kann durch das Aufbringen eines Nanokompositlacks (Typ: x-tec® CO 4020, Hersteller: Nano-X GmbH) aus Glas (Silizium), Polymer und Aluminium auf das Bauteil eine Zunderbeständigkeit erzeugt werden.

Durchführung

Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden als Halbzeug kaltgezogene Stahl-Vollstäbe aus S355J2C mit einem initialen Durchmesser $d_0 = 20$ mm und einer Streckgrenze von $R_m = 707$ MPa verwendet [Hen13]. Bei den Proben für das Warmrundkneten wurden die Oberflächen der Stahlhalbzeuge mit dem beschriebenen Nanokompositlack als Antizunderlack behandelt, siehe Abbildung 6.1. Es wurden zwei Umformstufen untersucht: Als erste Stufe wurde der initiale Durchmesser auf $d_1 = 15$ mm und in einer zweiten Stufe auf $d_1 = 8$ mm reduziert. Die Vorschubgeschwindigkeit beträgt dabei $v_f = 300$ mm/min, die sonstigen Parameter sind, wie bereits zuvor beim Trockenrundkneten beschrieben, konstant gehalten. Dabei wurden alle Stufen jeweils bei einer Raumtemperatur von ca. 20 °C (kalt) und bei ca. 800 °C (warm) rundgeknetet, siehe Tabelle 2. Es wurde nicht in erster und zweiter Stufe kalt umgeformt, da die Restdehnung für die zweite Umformstufe nicht ausreichte. Für alle anderen Versuchsreihen wurden fünf Versuche durchgeführt.



Abbildung 6.1: Halbzeug, Stahl S355 Stab mit Nanokompositlack als Antizunderlack.

Tabelle 2: Versuchsplan.

Versuchsreihe				
1. Stufe; $d_1 = 15$ mm	20 °C	800 °C		
	<i>Kalt</i>	<i>Warm</i>		
2. Stufe; $d_1 = 8$ mm	20 °C	800 °C		
	-	<i>Warm-Kalt</i>	<i>Kalt-Warm</i>	<i>Warm-Warm</i>

Das Rundkneten der Halbzeuge bei Raumtemperatur lief äquivalent zu den geschmierten Versuchen ab, wie in Kapitel 4.3 beschrieben. Bei den Versuchen zum Warmrundkneten verliefen die Versuche ähnlich wie bei den trockenen Versuchen. Es wurden die konventionellen Werkzeuge mit Wolframcarbid-Kobalt-Schicht genutzt, da die DLC-Beschichtung für solche Temperaturen nicht geeignet ist. Eine Strukturierung kam nicht zum Einsatz, da durch die erhöhte

Temperatur die Fließspannung deutlich sinkt und somit keine kritischen Rückdrängkräfte erwartet werden. Die zuvor zunderbeständig gemachten Halbzeuge wurden in einem Ofen (Ströhlein Instruments OAF 10/1) erwärmt. Nach einer erforderlichen Aufheizzeit der Proben von 30 min für die erste Umformstufe und 20 min für die der zweiten Stufe wurden die Proben entnommen, sofort in der Spannzange aufgenommen und die Umformung gestartet. Durch Aufnahmen mit einer Thermokamera konnte festgestellt werden, dass die Proben direkt an der Oberfläche maximal 100 °C verloren haben. Nach der Umformung wurden die Proben in Wasser abgeschreckt und daraus jeweils eine Probe für den Zugversuch nach DIN 50125 in Form B gefertigt [Deu09]. Nachdem diese mit $v = 0,5 \text{ mm/min}$ bis zum Bruch gezogen wurde, konnten die Spannungs-Dehnungs-Diagramme aufgenommen und ausgewertet werden. Zusätzlich wurden Schliffe zur Beurteilung des Gefüges und zur Ermittlung der Korngröße erstellt.

Ergebnisse

Nach den Versuchen erfolgte zunächst die optische Begutachtung der umgeformten Halbzeuge. Dabei fiel auf, dass sich die Spitzen unterschiedlich entwickelt hatten, abhängig davon, ob das Halbzeug kalt oder warm umgeformt wurde. So zeigte sich beim konventionellen Rundkneten bei Raumtemperatur eine konkave Spitze, siehe Abbildung 6.2 a), wohingegen nach dem Warmrundkneten eine konvexe Spitze ausgebildet wurde, siehe Abbildung 6.2 b). Diese Beobachtung konnte auch für die zweite Umformstufe bestätigt werden. In Abbildung 6.3 ist ein Versuch zur zweiten Umformstufe des Warmrundknetens zu sehen. Die Entwicklung der Spitzen lässt sich damit erklären, dass im Vergleich zum Kaltrundkneten beim Warmrundkneten die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück deutlich höher ist. Zusätzlich ist die Temperatur im Kern des Stabs höher als am Rand des Stabs. Beides begünstigt den Werkstofffluss im Kern des Stabs und führte somit zu einer konvexen Spitze. Weiterhin konnte wie erwartet festgestellt werden, dass Warmrundkneten deutlich geringere Kräfte benötigt. Außerdem sind größere Umformgrade möglich. Beispielsweise konnte beim Warmrundkneten die erste und zweite Stufe in einer einzigen Stufe durchgeführt werden, was mit konventionellem Rundkneten bei Raumtemperatur nicht realisierbar ist.

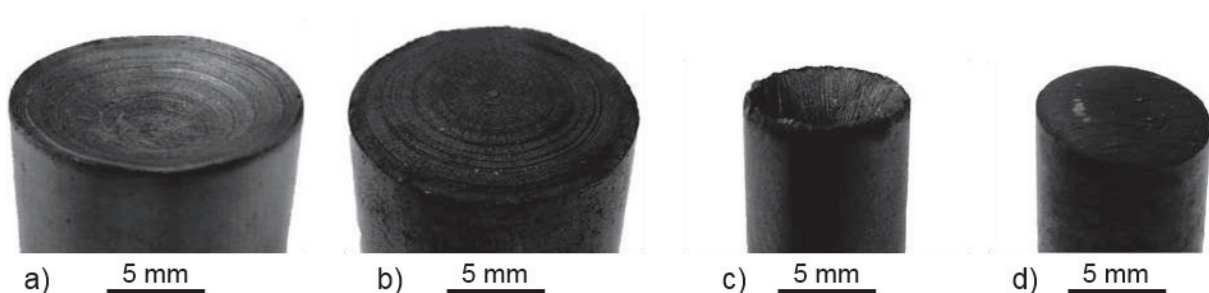


Abbildung 6.2: Spitzen der umgeformten Halbzeuge; a) 1.Stufe-Kalt, b) 1.Stufe-Warm, c) 1.Stufe-Warm 2.Stufe-Kalt, d) 1.Stufe-Warm 2.Stufe-Warm.

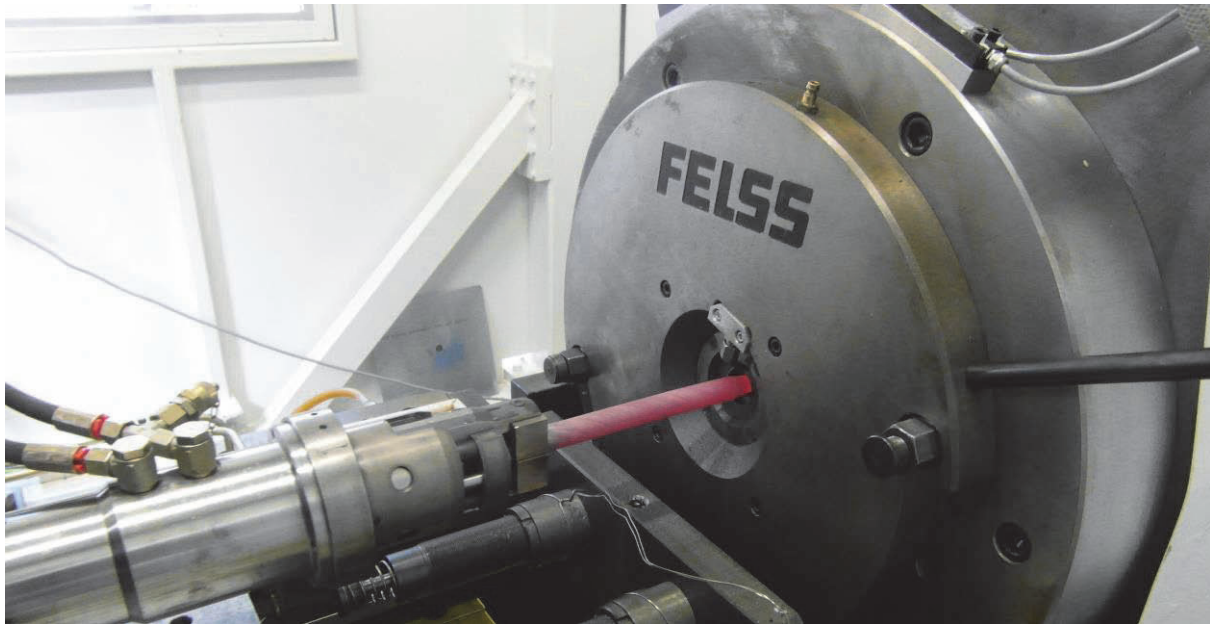


Abbildung 6.3: Warmrundkneten (800 °C warmes Halbzeug) der zweiten Umformstufe auf die Zielgeometrie von $d_1 = 8$ mm.

Zur weiteren geometrischen Betrachtung wurde auch bei allen Proben die Rundheitsabweichung RONT bestimmt. Dabei fiel auf, dass für $d_1 = 15$ mm keine Unterschiede in der Rundheit zu beobachten waren, unabhängig vom Temperaturzustand während der Umformung. Bei der Zielgeometrie von $d_1 = 8$ mm ergab sich allerdings, dass beim Kaltrundkneten die gleiche Rundheitsabweichung wie bei der ersten Umformstufe erreicht wurde und sich bei den beiden warmrundgekneteten Versuchsreihen die Rundheitsabweichung auf etwa $30\text{ }\mu\text{m}$ vergrößert hat.

Die Zugproben mit $d_0 = 5$ mm und $L_0 = 25$ mm wurden bis zum Bruch geprüft. Ein Vorher-Nachher-Vergleich ist in Abbildung 6.4 a) möglich. Über die zu Beginn bestimmte Anfangsmesslänge L_0 und nach dem Bruch bestimmte Endmesslänge L_u konnte die maximale Bruchdehnung A_B bestimmt werden. Über den Anfangs- und Endquerschnitt S_0 und S_u lässt sich die Brucheinschnürung bestimmen. In Abbildung 6.4 b) ist der bei allen Proben auftretende Mischbruch für eine beispielhafte Zugprobe mit sprödem und zähem Anteil zu sehen.

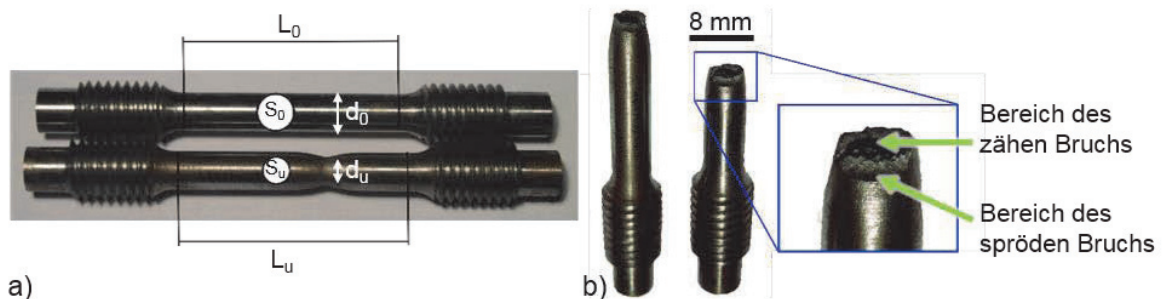


Abbildung 6.4: Zugproben; a) initiale Zugprobe (oben) und gebrochene Zugprobe (unten), b) Bruchstelle einer geprüften Zugprobe.

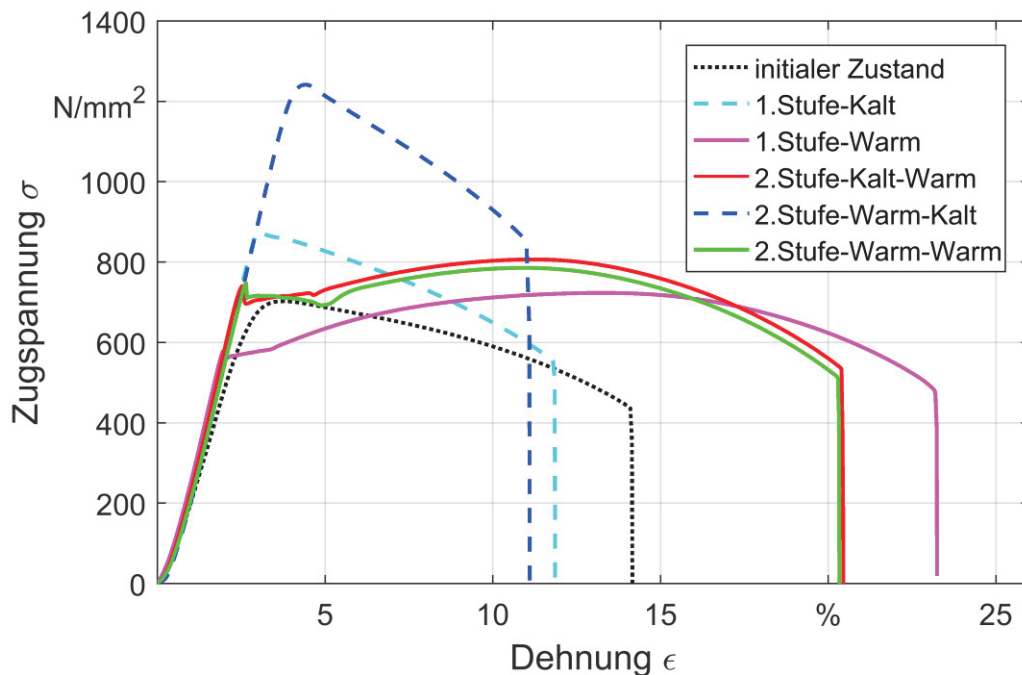


Abbildung 6.5: Spannungs-Dehnungs-Kurven der repräsentativen Proben aus den Versuchsreihen.

Die Spannungs-Dehnungs-Kurven für die kalt- beziehungsweise warmumgeformten Proben zeigen jeweils einen charakteristischen Verlauf. Zu jedem Versuch sowie zum initialen Zustand ist eine repräsentative Kurve in Abbildung 6.5 dargestellt. Die kalt rundgekneten Proben sowie der kaltgezogene initiale Zustand zeigen jeweils die gleiche Streckgrenze sowie Zugfestigkeit, das heißt, dass sie nach dem gleichförmigen Anstieg direkt ihr Maximum erreichen, was typisch für kaltverfestigten Werkstoff ist. Alle Proben, welche durch Warmrundkneten erzeugt wurden, zeigten hingegen eine ausgeprägte Streckgrenze, was bedeutet, dass sie nach dem gleichförmigen Anstieg nochmals zu einer höheren Zugfestigkeit ansteigen. Dieses Verhalten ist typisch für rekristallisierten Werkstoff. Weiterführende Versuche zum Einfluss der Temperatur zeigten, dass auch beim Vorheizen auf 700 °C beziehungsweise 900 °C ein vergleichbarer Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurve wie bei 800 °C ermittelt wurde. Sowohl die Zugfestigkeit als auch die Dehnung liegen im Bereich der Streuung der Wiederholversuche für die Warmumformung bei 800 °C. Dadurch können ein Einfluss des Ofens, die Handhabung und somit die nicht bekannte wahre Temperatur während der Umformung vernachlässigt werden. Bei den dargestellten Dehnungen ϵ handelt es sich um Messungen am Wegmesssystem der Zugprüfmaschine und nicht um Messungen mittels Extensometer direkt an der Probe. Da somit die Dehnung der Maschine mit gemessen wird, dienen die Angabe im Diagramm nur als qualitativer Vergleich.

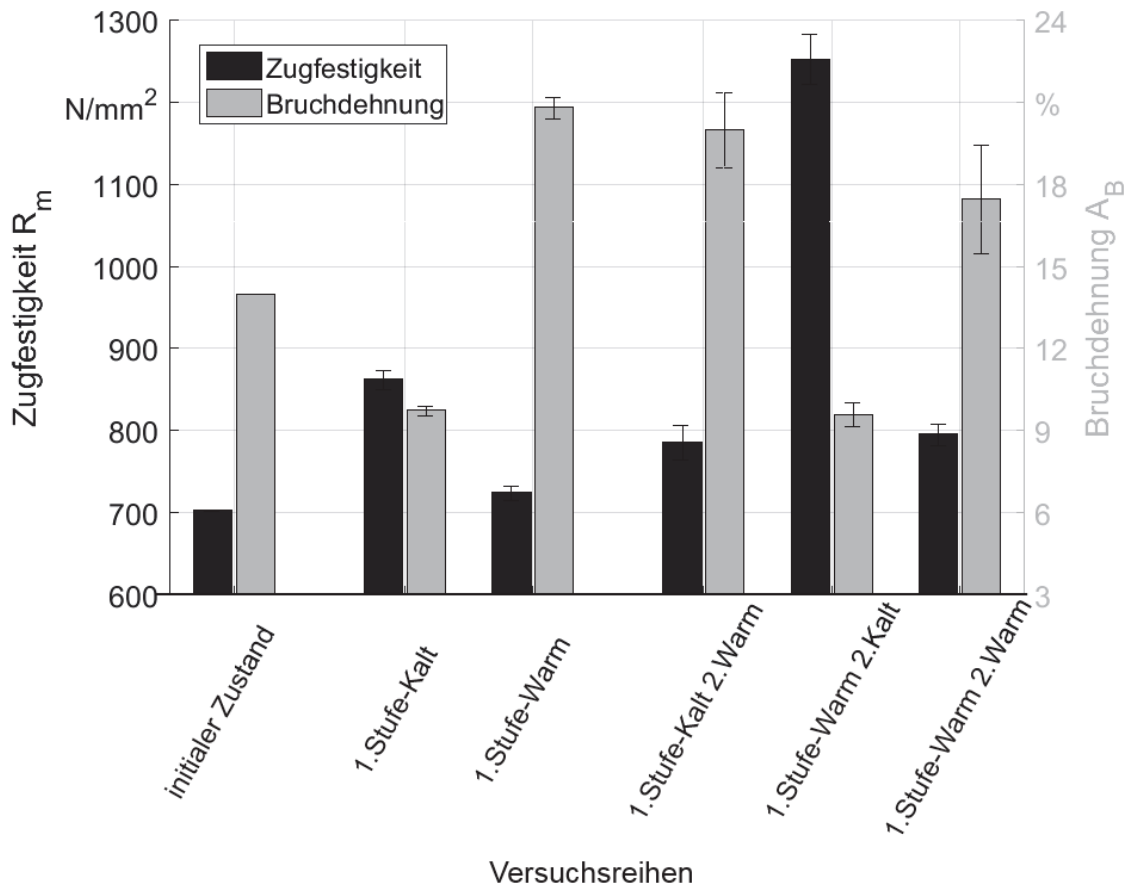


Abbildung 6.6: Gemittelte Zugfestigkeit und Dehnung der Versuchsreihen mit Streuung.

Durch die Herstellungsmethode der Halbzeuge durch Ziehen ist bereits im initialen Zustand eine hohe Festigkeit von etwa $R_m = 700$ MPa zu erkennen, siehe Abbildung 6.6. Die Bruchdehnung liegt hingegen nur bei 13 % und die Brucheinschnürung bei $Z = 38$ %. Im Vergleich startet der unbehandelte Werkstoff S355 im geglähten Zustand mit einer Streckgrenze von $R_e = 355$ MPa und einer Bruchdehnung von $A_B = 21$ %. Die Zugfestigkeiten können dabei zwischen $R_m = 470$ MPa bis 630 MPa liegen. Bei der Kaltumformung in der ersten Stufe ist zu erkennen, dass sich die Zugspannung im Vergleich zum initialen Zustand auf $R_m = 862$ MPa weiter erhöht, wohingegen die Bruchdehnung und auch Brucheinschnürung auf $A_B = 10$ % und $Z = 34$ % weiter abnehmen. Dies ist durch die im Umformprozess induzierte Kaltverfestigung zu erklären. Wird das Halbzeug hingegen durch Warmrundkneten umgeformt, lässt sich sowohl die Zugfestigkeit als auch die Dehnung steigern. So konnte eine Zugfestigkeit von $R_m > 700$ MPa, eine Bruchdehnung von fast $A_B = 21$ % sowie eine Brucheinschnürung von $Z = 40$ % erreicht werden.

Wird nun ein bereits in der ersten Stufe kalt rundgeknetetes Halbzeug durch Warmrundkneten weiter im Durchmesser reduziert, können noch höhere Festigkeiten von fast $R_m = 800$ MPa erreicht werden. Dabei sinken die durchschnittliche Bruchdehnung und auch Brucheinschnürung ein wenig. Dies lässt sich damit begründen, dass durch die zuvor größere Kaltverfestigung mehr Keimstellen für die dynamische Rekristallisation zur Verfügung standen und somit kleinere Korngrößen erreicht wurden. Die mit Abstand größte Festigkeit von etwa $R_m = 1250$ MPa

wurde durch Warmrundkneten in der ersten Stufe mit anschließendem Kaltumformen, einhergehend mit der niedrigsten Bruchdehnung und Brucheinschnürung, erreicht. Dies lässt sich durch die Kornfeinung in der ersten Umformstufe und die Kaltverfestigung aus der zweiten Stufe erklären. Die letzte Versuchsreihe, bei welcher in beiden Stufen bei hoher Temperatur umgeformt wurde, zeigt eine etwas höhere Festigkeit und eine leicht niedrigere Bruchdehnung und Brucheinschnürung.

Zur Untersuchung des Gefüges wurden Längs- und Querschliffe angefertigt. Im initialen Gefüge ist gut der perlitische (dunkel) und ferritische (hell) Anteil zu erkennen, siehe Abbildung 6.7 a) und b). Im Querschliff weisen die Körner etwa eine Größe von $6,4\text{ }\mu\text{m}$ im Rand mit einer Anisotropie von 1,12 und $7,3\text{ }\mu\text{m}$ im Kern mit einer Anisotropie von 1,02 auf (Verhältnis von Höhe zu Breite des Kornes). Im Längsschliff ist die vom Ziehen typische Zeiligkeit des Gefüges zu erkennen. Die Körner sind größer als im Querschliff mit $11,9\text{ }\mu\text{m}$ im Rand mit einer Anisotropie von 0,65 und $12,2\text{ }\mu\text{m}$ im Kern mit einer Anisotropie von 0,75. Nach dem Kaltrundkneten in der ersten Stufe ist weiter eine eindeutige Zeiligkeit zu erkennen, allerdings weisen die Körner im Querschliff eine leichte Abnahme in ihrer Größe auf. Beim Warmrundkneten hingegen lässt die Zeiligkeit deutlich nach, ist aber immer noch leicht zu sehen. Die Korngrößen im Querschliff sind deutlich kleiner als im initialen Zustand und liegen zwischen $2\text{--}3\text{ }\mu\text{m}$. Das feinste Gefüge weist der in zwei Stufen durch Warmrundkneten verarbeitete Werkstoff auf. So ist im Längsschliff eine Zeiligkeit nicht mehr im Randbereich, sondern nur noch leicht im Kern zu erkennen, siehe Abbildung 6.7 c). Die Korngröße im Querschliff liegt im Mittel bei $1,5\text{ }\mu\text{m}$, womit ein ultra-feinkörniges Gefüge (UFG) erreicht wurde.

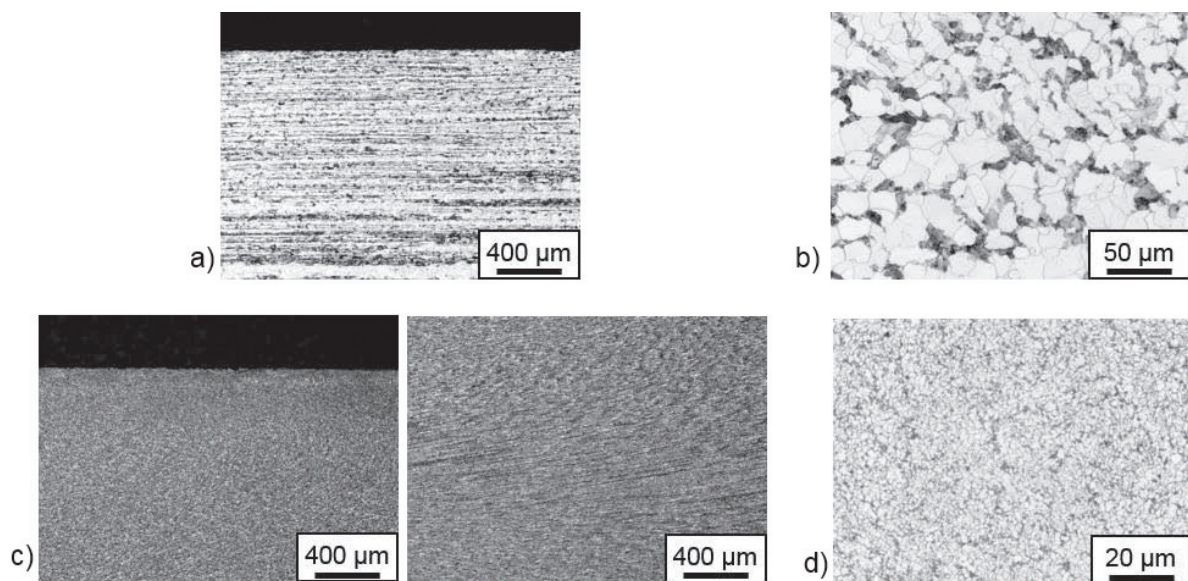


Abbildung 6.7: Schliffbilder; a) Längsschliff initialer Zustand, b) Querschliff initialer Zustand, c) Längsschliff beide Stufen Warm (Rand links, Kern rechts), d) Querschliff beide Stufen Warm.

Zur Beurteilung der Antizunderbehandlung wurden mittels Mikrosonden-Untersuchungen im REM lackierte Halbzeugoberflächen nach und vor der Umformung untersucht. Auf der frisch lackierten Oberfläche waren eindeutig Aluminium und Silizium nachzuweisen, was durch die vom Hersteller genannte Zusammensetzung des Nanokompositlacks zu erwarten war, siehe Abbildung 6.8. Eisen oder andere Legierungselemente des S355 waren nicht zu erkennen.

Nach dem Umformen konnten sowohl deutlich Eisen und die erwarteten Legierungselemente als auch immer noch Spuren von Aluminium und Silizium nachgewiesen werden. Somit zeigt sich, dass Teile des Lacks weiterhin in der Oberfläche des Werkstücks vorhanden sind.

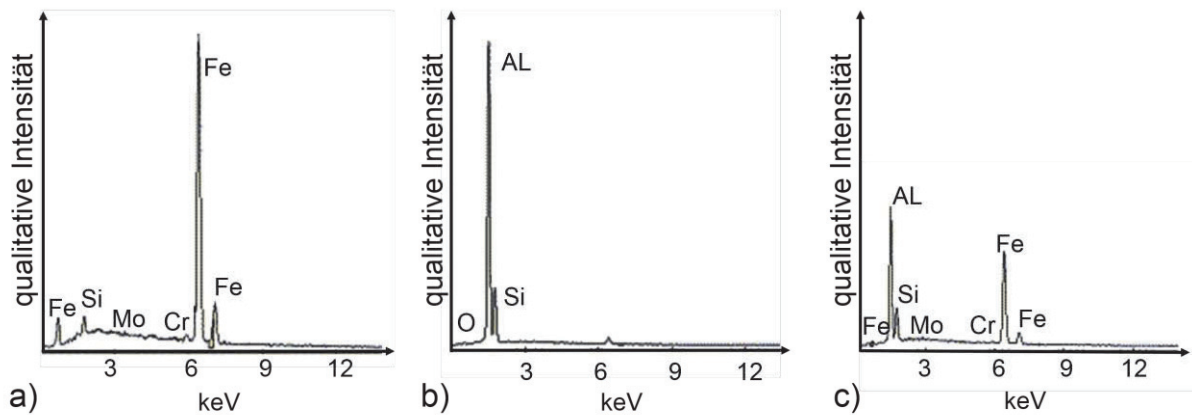


Abbildung 6.8: Qualitative REM EDX-Analyse (Punktanalyse bei 500er Vergrößerung und 15kV); a) initiales Halbzeug S355, b) Halbzeug mit Nanokompositlack als Antizunderlack, c) bei 800 °C in erster Stufe warmrundgeknetetes Bauteil.

7 Zusammenfassung

Ziel der Arbeit war es, das Rundkneten als trockenes Umformverfahren zu erproben und auszuliegen. Trocken heißt dabei, dass kein Schmiermittel am Werkstück zum Einsatz kommt und dieses ohne weitere Reinigungsschritte verarbeitet werden kann. Kerngedanke ist der Einsatz von funktionalisierten Werkzeugen mit einer Kombination aus Strukturierung und Beschichtung.

Mit Hilfe der Finiten Elemente Methode wurde der Einfluss, der im trockenen Prozess veränderten Reibung auf den Werkstofffluss, simuliert. Es zeigte sich, dass der Werkstofffluss sehr sensitiv auf veränderte Reibungsbedingungen reagiert und es sogar möglich ist, den Werkstofffluss mittels angepasster Reibung zu lenken. Außerdem beeinflusst die Reibung die verschiedenen Prozesskräfte, so kann durch Erhöhung der Reibung in der Reduzierzone der Werkzeuge die axiale Prozesskraft gesenkt werden.

Auch ist es möglich, die Lenkung des Werkstoffflusses durch Strukturierungen der Werkzeugoberfläche zu erreichen. Durch die Strukturierung der Reduzierzone kann eine vergleichbare Einflussnahme auf den Werkstofffluss und die Prozesskräfte, wie durch eine Erhöhung der Reibung erreicht werden. Speziell die Reduzierung der axialen Prozesskraft und somit die Reduzierung der Rückdrängung im Prozess, stellt eine wichtige erreichbare Funktion einer Strukturierung dar.

Die Analyse der durch Dehnungen und Dehnraten des Werkstoffs verursachten Beanspruchung im Werkzeug und im Werkstück zeigte eine inhomogene Verteilung. In unterschiedlichen Bereichen fließt der Werkstoff unterschiedlich stark und schnell, speziell am Erstkontakt des Werkstücks in der Reduzierzone, sowie im Übergang der Reduzier- zur Kalibrierzone. An den Stellen mit erhöhtem Werkstofffluss, kann es zu stärkerem Verschleiß an Werkzeug und Werkstück kommen. Somit sollten die Werkzeuge in ihrer Grundgeometrie dem Prozess angepasst werden. Explizit muss auf den zu reduzierenden Durchmesser, sowie auf den Vorschub pro Schlag, welchen das Werkstück im Umformprozess erfährt, eingegangen werden.

Bei der experimentellen Erprobung des Trockenrundknetens mit konventionellen Werkzeugen ergab sich, dass beim Rundkneten von Stahl ein starker Partikelabrieb stattfindet. Die Partikel setzen sich auf der Oberfläche der Werkzeuge und des Werkstücks ab. Beim Trockenrundkneten von Aluminium war sofort eine extreme Aluminiumadhäsion zu beobachten. Bei den konventionellen Werkzeugen mit einer Wolframcarbid-Kobalt-Schicht in der Reduzierzone führte die Adhäsion zur sofortigen vollständigen Schichtzusetzung, wodurch der Werkzeugsatz nicht weiter einsetzbar war. Für beide Werkstoffe war eine deutliche Verschlechterung der Werkstückqualität zu sehen. Schlussfolgernd signalisiert diese Verschlechterung, dass Trockenrundkneten ohne Anpassung der Werkzeuge für Stahl nur bedingt und für Aluminium gar nicht möglich ist.

Die trocken umgeformten Stahlhalbzeuge zeigten, dass die veränderte Reibung im Prozess folgenden deutlichen Einfluss auf das erzeugte Bauteil haben: Das Trockenumformen von Rohren ohne Dorn ergab unterschiedlich dicke Rohrwände nach der Umformung. Die Rohrwanddicke lässt auf den Werkstofffluss schließen. So führt eine geringe Reibung im Prozess zu einem stärkeren radialen Werkstofffluss im Werkstück, wohingegen eine erhöhte Reibung zu einem verstärkten axialen Werkstofffluss im Werkstück führt. Weiterhin war zu beobachten,

dass auch ein Einfluss auf die intrinsischen Eigenschaften, wie Erhöhung der Härte und Festigkeiten sowie der Eigenspannungen, vorhanden ist.

Mit dem Einsatz eines beschichteten Werkzeugsatzes für das schmiermittelfreie Rundkneten konnte der adhäsive und abrasive Verschleiß deutlich reduziert werden. Zwar ist die entstehende Menge an Abriebpartikeln bei Stahl sowie der Grad an Aluminiumadhäsion im Vergleich zum Trockenrundkneten mit einem konventionellen Werkzeugsatz reduziert worden, allerdings war weiter Aluminiumadhäsion in der Reduzierzone vorhanden, welcher sich verstärkt an den Fräsmarkierungen aus der Werkzeugfertigung sammelte. Weiterhin zeigte sich bei der Trockenumformung von Stahl, dass an den Fräsmarkierungen die Schichthftung lokal versagte. Das Polieren der Werkzeugoberfläche vor der Beschichtung ergab, dass sich in der Reduzierzone Probleme mit Schichtdelamination und Aluminiumadhäsion deutlich verringerten, allerdings die Aluminiumadhäsion in der Kalibrierzone zunahm. Somit ließ sich ableiten und auch nachweisen, dass die Oberflächen den einzelnen Bereichen des Werkzeugs angepasst sein müssen. So ist in der Reduzierzone eine polierte Oberfläche und im Kalibrierbereich eine mikrotexturierte Oberfläche erforderlich.

Es resultierten verschiedene Herausforderungen für das Rundkneten von Stahl und Aluminium. So ist bei der Umformung von Stahl, die Schichthftung und bei der Umformung von Aluminium, die Adhäsion zu nennen. Die genutzte Schicht war aber für beide Werkstoffe dieselbe, sodass diese nicht auf die speziellen Herausforderungen eines Werkstoffs optimiert werden konnte. Das Schichtsystem wurde zum Minimieren der Adhäsion mit einer a:C-H-Deckschicht versehen, da das Wolfram aus der Dotierung als adhäsionsfördernd gilt. Damit geht aber eine Einbuße der Zähigkeit einher, was für die Herausforderung der Schichthftung bei der Umformung von Stahlrohren nachteilig ist. Je nachdem, welcher Werkstoff umgeformt werden soll, ist eine eigene Optimierung der Schicht in Betracht zu ziehen.

Eine angepasste mikrotexturierte oder polierte Oberfläche vor dem Beschichten ist auch speziell im Bereich der Strukturen wichtig. Hier ergeben sich an den steigenden und fallenden Flanken in axialer Prozessrichtung unterschiedliche starke Belastungen. Weiterhin spielt auch die Position und Höhe der Strukturamplitude eine Rolle und beeinflusst beispielsweise die Schichthftung. Mittels Reibfaktorermittlung und Ersatz-Tribologiestand konnte bereits nachgewiesen werden, dass eine Kontrolle der axialen Prozesskraft beim Rundkneten durch eine gradierte Sinusstruktur erfolgen kann. Dies konnte in trockenen und auch in geschmierten Versuchen eindeutig nachgewiesen werden. Es zeigte sich, dass die Struktur lokal angepasst sein muss, da sie sonst im erzeugten Bauteil an der Oberfläche wieder zu finden ist. So muss die Struktur im Übergang von der Reduzier- zur Kalibrierzone deutlich verringert werden, um keinen Einfluss auf die Werkstückqualität zu haben. Außerdem kann so die entstehende Partikelmenge sehr gering gehalten werden. Dies konnte mittels einer gradierten Struktur, welche zur Kalibrierzone abnimmt, erreicht werden. Diese Art der Struktur stellt einen guten Kompromiss aus erreichbarer Reduzierung der axialen Prozesskraft und erzielbarer Werkstückqualität dar. Mit Blick auf den mittels Strukturierung und Beschichtung funktionalisierten Werkzeugsatz lässt sich festhalten, dass dieser das Trockenrundkneten sowohl für Stahl- als auch für Aluminiumrohre grundsätzlich ermöglicht. Somit kann die zu Beginn der Arbeit aufgestellte Hypothese bestätigt werden, dass durch die Kombination von Strukturierung und Beschichtung der Umformwerkzeuge das Trockenrundkneten von Stahl- und Aluminiumwerkstoffen mit zum konventionellen Prozess weitgehend vergleichbarer Werkstückqualität ermöglicht wird.

Weiterführende Untersuchungen, welche erst durch das Umformen ohne Schmiermittel mit herkömmlichen Rundknetanlagen durchführbar sind, wurden bei erhöhter Temperatur durchgeführt. Durch den Einsatz eines Antizunderlacks, welcher auf die Werkstücke aufgebracht wurde, konnte der Prozess mit auf 800 °C vorgeheizten Werkstücken realisiert werden. Neben veränderten Kräften durch Senkung der Fließkurve und eines veränderten Werkstoffflusses, konnten deutliche Veränderungen des Gefüges und der Werkstoffeigenschaften festgestellt werden. Der Baustahl (S355) konnte durch die thermomechanische Behandlung Warmrundkneten in seiner Festigkeit bei guter erhaltener Duktilität gesteigert werden. Dies ist durch die Erzeugung von feinkörnigem Gefüge mit einer mittleren Korngröße um 1,5 µm zu erklären. Durch eine Prozessfolge aus Warmrundkneten und konventionellem Rundkneten, konnten durch die Kombination aus feinkörnigem Gefüge und Kaltverfestigung eine für den Werkstoff sehr hohe Festigkeit von 1250 MPa erreicht werden.

Insgesamt ist mit dieser Arbeit ein Grundstein gelegt worden den Rundknetprozess trocken auszulegen und mit tribologisch angepassten Werkzeugen die Funktionen des Schmiermittels zu substituieren. Zur tribologischen Anpassung der Werkzeuge ist stets die Strukturierung, Oberflächenvorbehandlung und Beschichtung auf den Rundknetprozess abzustimmen.

8 Ausblick

In dieser Arbeit wurde das Rundkneten ohne Schmiermittel ausgelegt und untersucht. Dabei wurde hauptsächlich auf zwei Methoden zurückgegriffen: einerseits die Finite Elemente Methode, zur Simulation und andererseits die experimentelle Erprobung mit anschließender Begutachtung von Werkstück und Werkzeug. Aus den gewonnenen Ergebnissen lassen sich neben den Ergebnissen zum Trockenrundkneten auch weiteführende Arbeiten ableiten.

So ist eine im FEM-Modell vorgenommene Vereinfachung das Reibmodell, dass auf dem Coulombschen Gesetz beruht. Dieses verliert spätestens dann seine Gültigkeit, wenn ein Werkstoff über die Fließgrenze belastet wird. In der nächsten Stufe sollte für eine detailliertere quantitative Betrachtung daher auf andere Reibmodelle, wie das Reibfaktor- oder ein eigens entwickeltes Modell zurückgegriffen werden. Für die Ergebnisse dieser Arbeit war die Genauigkeit des Coulombschen Gesetzes für qualitative Aussagen allerdings ausreichend. Weiterhin zeigte sich in der Simulation, dass durch die Simulationsumgebung, welche „dynamic explicit“ gewählt wurde, keine ausreichende elastische Rückfederung möglich war. Dies führte zu leichten sich aufbauenden, aber nicht abbauenden dynamischen Schwingungen in axialer Richtung im Werkstück. Durch den inkrementellen Charakter des Prozesses erfährt das Werkstück immer wieder eine Anregung durch den Schlag beziehungsweise den Impuls der Werkzeuge. Ein Ansatz, um die im Werkstück auftretenden Schwingungen zu minimieren, wäre der Einbau eines zusätzlichen Feder-Dämpfer-Systems zwischen dem weggebundenen Referenzpunkt des Werkstücks und dem Werkstück selbst. Ein anderer Ansatz wäre der Wechsel der Simulationsumgebung, sobald der Werkzeug-Werkstück-Kontakt beendet ist, um somit eine elastische Rückfederung in der Zeit ohne Kontakt zu ermöglichen. Sobald das nächste Umforminkrement beginnt, muss dann wieder in die passende Simulationsumgebung für die Umformung gewechselt werden.

Aus den Resultaten der in der FEM ermittelten Dehnraten ergibt sich die Überlegung einer Anpassung der Geometrie des Werkzeugs auf die Umformung (im Hinblick auf Vorschub pro Schlag, Werkstückgeometrien und Werkstoff, etc.). Stellen mit hohen Dehnraten und Belastungen werden vermieden und damit Adhäsionserscheinungen minimiert. So ist eine Anpassung der Struktur an stark beanspruchten Regionen an der Werkzeugoberfläche erforderlich, um beispielsweise durch die Senkung der Amplitude, die Beanspruchung der Beschichtung zu minimieren. Dies ist durch die Gradierung der Struktur zur Kalibrierzone schon zu Teilen erfolgt. Allerdings wurde noch keine Anpassung im Hinblick auf den Erstkontakt zwischen Werkzeug und Werkstück in der Reduzierzone berücksichtigt.

Die experimentellen Untersuchungen wurden in Kurzzeitversuchen durchgeführt. Das stellt, basierend auf einer vorherigen Erprobung, sicher, dass kein Schmiermittel aus dem Knetwerk in die Umformzone vordringt. Für Langzeitversuche wären zusätzliche Umrüstmaßnahmen an der Anlage und weiterführende Untersuchungen benötigt, ob die Umformzone auch langfristig trocken bleibt. Ein Thema, welches dann tiefer untersucht werden kann, ist der thermische Gang der Anlage. So kann es sein, dass die Maschine ihr thermisches Gleichgewicht bei höheren Temperaturen erreicht, als in der konventionellen Prozessführung. Dadurch wä-

ren Modifikationen an der Anlage wie Anpassungen der Toleranzen erforderlich. Da die gemessenen Temperaturen beim Trockenrundkneten von Rohren nur geringfügig höher waren als beim konventionell geschmierten Umformen, kann man vermuten, dass möglicherweise das Temperaturniveau nur geringfügig höher ist und somit keine weiteren Maßnahmen erforderlich sind. Dies kann sich allerdings beim Trockenrundkneten von anderen Werkstoffen oder Vollmaterial anstelle von Rohren mit anderen initialen Geometrien, beziehungsweise anderen finalen Geometrien ändern. Eine Kühlung des Knetwerks ist durch die weiterhin gegebene Umlaufschmierung vorhanden. Eine Kühlung der Umformzone ist dann gegebenenfalls durch Druckluft ausreichend.

Ein Konzept zur Umrüstung für Langzeitversuche sieht das Einbringen von Dichtelementen zwischen den Werkzeugen vor, ohne die Hubbewegung der Werkzeuge zu behindern, siehe Abbildung 8.1. Die in der Nut A befindlichen Gummidichtungen werden beim Schließen der Werkzeuge gestaucht. Die Abdichtung der beiden Stirnflächen der Werkzeuge wird über eine Ringdichtung realisiert, welche in der Nut B in den Werkzeugen platziert werden kann. Dieses Konzept erfordert die Erweiterung der Rundknetmaschine um eine mitrotierende Deckplatte, welche das Knetwerk verschließt. Dieses ist erforderlich, um die Gleitbewegung der Ringdichtung in Nut B ohne Belastung der Rotation zu gewährleisten. Somit ist ausschließlich eine geringe Bewegung in radialer Richtung mit dem Werkzeughub gegeben. Eine solche mitrotierende Deckplatte wurde bereits von Heislitz, mit dem Hintergrund der Integration von Messtechnik, realisiert [Hei00].

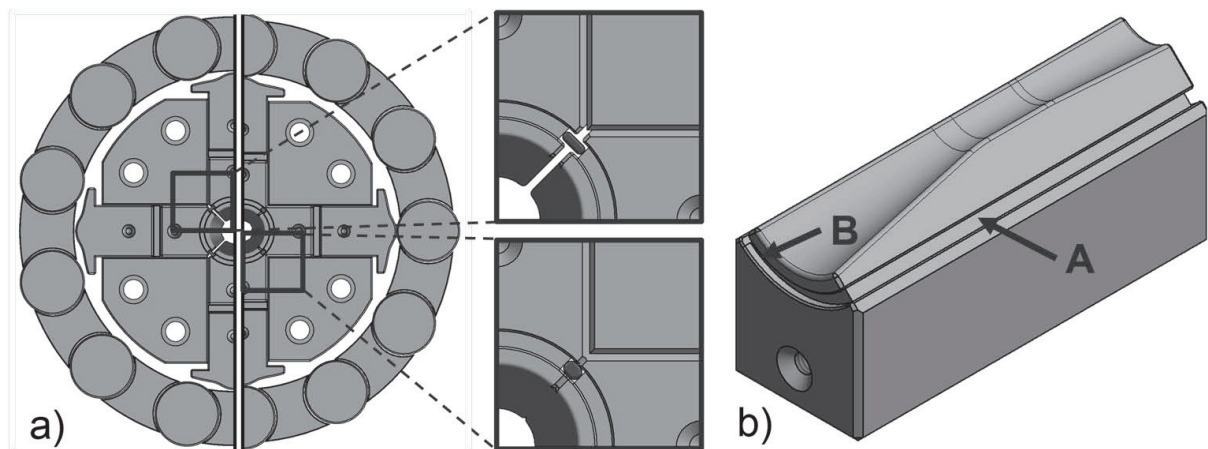


Abbildung 8.1: Dichtungskonzept; a) Knetwerk mit (oben) offenen und (unten) geschlossenen Werkzeugen, b) angepasste Werkzeuge mit vorgesehenen Nuten für das Dichtsystem.

Die Rahmenbedingungen durch die vorhandene Versuchsanlage und dem Lineardirektantrieb als Werkstückzufuhr, sind kritisch zu betrachten. So weist der Lineardirektantrieb zwar eine gute Dynamik auf, allerdings verfügt der Antrieb auch über eine geringe dynamische Steifigkeit. Dieses Vorschubkonzept wurde allerdings auch mit dem Hintergrund der hohen Dynamik ausgelegt und aufgebaut. Mit dem Prinzip der parallelen Kraftleitwege, das heißt Vorschubkraft und Rückdrängkraft voneinander zu trennen, lässt sich der Nachteil der geringen dynamischen Steifigkeit allerdings vermeiden. Die durch die fehlende dynamische Steifigkeit verbundene verstärkte Rückdrängung ermöglicht allerdings gut die Bewertung der im

Prozess resultierenden Rückdrängkräfte. Die Rückdrängung kann durch die Dynamik des Antriebs für den Folgeschlag immer ausgeglichen werden. Andererseits beeinflusst die Rückdrängung das wirklich umgeformte Volumen und auch den tatsächlichen Vorschub pro Schlag, den das Werkstück für jeden Werkzeughub zugestellt wird. Die Auswirkung dieser Beeinflussung ist noch nicht ausreichend geklärt und sollte zusammen mit dem Prinzip der parallelen Kraftleitwege weiter untersucht werden.

Weiterhin sollte die Auswirkung der veränderten tribologischen Bedingungen auf die intrinsischen Eigenschaften des Werkstücks, welche nicht direkt die Geometrie betreffen, weiter untersucht werden. Wie sich zeigte, werden durch die Beeinflussung des Werkstoffflusses und die damit unterschiedliche Werkstoffflusshistorie, auch Werkstoffmodifikationen wie Härte, Festigkeit und Eigenspannungen geändert. Dies kann einerseits vorteilhaft sein, wie zum Beispiel die erhöhte Härte, kann aber auch je nach Anwendung ungünstig ausfallen. Daher ist es hier von Interesse, die Zusammenhänge zu verstehen, um die Beeinflussung des Werkstoffflusses und somit die Eigenschaften des Werkstücks, gezielt nutzen zu können. Speziell auf Eigenschaften des gesamten Bauteils, wie Dauerfestigkeit, wurde bisher noch nicht geschaut.

Auch für die funktionalisierten Werkzeuge sind weiterführende Arbeiten abzuleiten. Wie sich zeigte, ist die Reduzierzone zu polieren, da hier die Herausforderung der Schichthaftung von großer Bedeutung ist. In der Kalibrierzone hingegen, sollte die Oberfläche mikrotexturiert sein, da hier die Adhäsion die Herausforderung darstellt. Weiter ist sogar eine Anpassung der Texturierungen über die gesamten Werkzeugzonen denkbar. Beispielweise kann der Beginn und das Ende der Kalibrierzone unterschiedliche Anforderungen an die Texturierung haben. Auch eine Anpassung über die Struktur ist in Erwägung zu ziehen, um durch Texturierungen die Adhäsion in den Tälern der Struktur zu minimieren.

Neben der Grundgeometrie, wie Reduzierwinkel und Übergangsradien der Werkzeuge und der Vorbehandlung der Oberfläche, wie Polieren oder Texturieren, sollte auch die Struktur selbst angepasst sein, um somit auch die Haltbarkeit der Schicht zu gewährleisten. Wie sich zeigte, begünstigte eine gleichbleibende Struktur in der Reduzierzone die Schichtdelamination. Die Werkstückqualität, die Entstehung von Abriebpartikeln und die axiale Prozesskraft werden deutlich von der Struktur beeinflusst. Letztendlich stellt die Struktur immer einen Kompromiss zwischen ihrer Wirkung zur Reduktion der Prozesskraft und der erzeugten Werkstückqualität sowie Voraussetzung für eine gute Schichthaftung dar.

Komplexere Strukturen, welche nicht axialsymmetrisch sind und somit auch nicht mit dem genutzten Simulationsmodell untersucht werden konnten, sind von Interesse zur weiteren Verbesserung des Prozesses. Eine denkbare Struktur ist eine Sinusstruktur, welche spiralförmig in der Reduzierzone verläuft und somit durch die Rotationsbewegung der Werkzeuge eine axiale Kraftkomponente in das Knetwerk hinein erzeugen kann, siehe Abbildung 8.2. Weiterhin kann dies begünstigend zum Austrag noch entstehender Partikel dienen. Weiterhin sieht das Konzept vor, die spiralförmig einlaufende Struktur in und entgegen der Rotationsrichtung des Knetwerks zu betrachten. Beides kann getrennt voneinander in einem Werkzeug eingebracht werden, sodass beides mit einem gefertigten Werkzeugsatz untersucht werden kann. Zusätzlich sollen die Strukturen in und entgegen der Rotationsrichtung auch in einem

Umformschritt eingesetzt werden. Durch die Überdeckung der Abprägungen der Strukturamplituden auf dem Werkstück ist es denkbar, dass die Struktur einen geringeren Einfluss auf die Werkstückqualität haben kann.

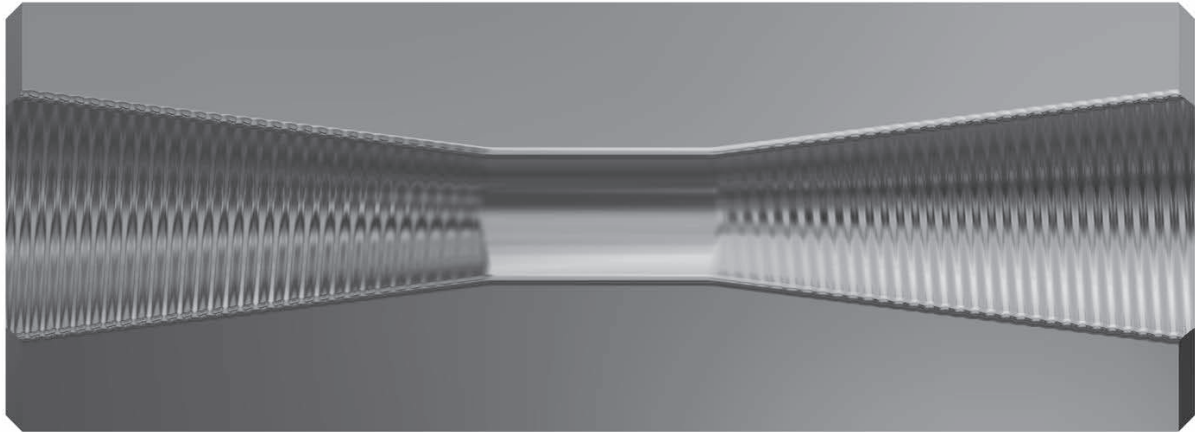


Abbildung 8.2: Konzept eines gradiert strukturierten Werkzeugs mit spiralförmig einlaufender Struktur in (links) und entgegen (rechts) der Rotationsrichtung des Knetwerks.

Weitere Optimierungen der Schicht sollten am Erstkontakt der Reduzierzone der Werkzeuge mit dem Werkstück vorgenommen werden. Diese hängt direkt vom Werkzeugwinkel und dem initialen Durchmesser des Werkstückes ab und müsste somit auf den jeweiligen Prozess angepasst sein. Es zeigte sich in der Simulation, dass am Erstkontakt hohe Dehnungen im Werkstückwerkstoff vorliegen. Auch in den Experimenten mit den gradiert strukturiert und beschichteten Werkzeugen waren an dieser Position die letzten noch an der Struktur auftretenden Schichtdelaminationen und Aluminiumadhäsionen zu sehen. Eine weitere Prozessgröße, auf welche die Schicht angepasst sein sollte, ist der Vorschub pro Schlag. Die Wellenlänge und der Vorschub pro Schlag sollten aufeinander abgestimmt sein, sodass ein bestimmter Bereich der abgeprägten Struktur im Werkstück beim nächsten Schlag auf eine definierte Position in der Struktur auf der Werkzeugbacke trifft. Somit können einerseits Dehnungen im Werkstück und Belastungen im Werkzeug angepasst werden, andererseits kann dies auch zur Verbesserung des erzeugten Werkstücks und zur Steigerung des Leistungsvermögens der Schicht auf der Struktur führen.

Eine in dieser Arbeit nicht untersuchte, aber kurz angesprochene Eigenschaft der Werkzeuge ist die Schmiegun g. Für die Werkstückqualität, speziell auf die Rundheitsabweichung bezogen, ist die Schmiegun g entscheidend. Die Schmiegun g für die gefertigten Werkzeuge zur Untersuchung des Trockenrundknetens betrug 1 (normalerweise für den geschmierten Prozess zwischen 0,85 und 0,97). Es ist nicht bekannt, ob durch die geänderten tribologischen Bedingungen die Schmiegun g anders abgestimmt werden muss, als im konventionellen geschmierten Prozess. Ein weiterer in der Arbeit nicht berücksichtigter Aspekt während der Umformung ist der Schlagfolgewinkel. In den durchgeführten Experimenten war dieser durch den Prozess verursacht und je nach Prozessführung unterschiedlich. Durch beispielsweise geringe Reibung im geschmierten Prozess, drehte sich das Werkstück in der Spannzange nicht. Bei der trockenen Prozessführung und der dadurch höheren Reibung dreht das Werkstück sobald die Werkzeuge

schließen und in Kontakt kommen. Somit ist der Schlagfolgewinkel im Falle des geschmierten Prozesses größer. Das dadurch variable Schlagmuster, welches das Werkstück erfährt, hat einen unterschiedlich starken Einfluss auf verschiedene Werkstückeigenschaften. So kann es neben der Rundheit und dem Wandstärkenverlauf auch das Gefüge und somit Härte und Eigenspannungen beeinflussen.

Studentische Beteiligung

Mein Dank geht an folgende studentische Arbeiten die einen wissenschaftlichen Beitrag zu dieser Arbeit geleistet haben:

- Anisotropie der Werkstücke beim Rundkneten (Master-Projekt)
Patrick Huxoll,
Thorben Fratzke,
Sven Hohenäcker
- Temperaturmessung beim Rundkneten (Masterarbeit)
Inken Ohlsen
- Untersuchung des Materialflusses beim Mikrorundkneten mithilfe der Finite Elemente Methode (Masterarbeit)
Adrian Struß
- Werkstofffluss beim Vorschubrundkneten (Master-Projekt)
Philipp Warneke,
Norman Blume,
Pascal Reiß,
Tazhutdin Gadzhiev
- Charakterisierung des Werkstoffflusses beim Rundkneten (Bachelorprojekt)
Arne Geppert,
Jendrik Blanke,
Alex Intemann

Weiterhin geht mein Dank an folgende Studentische Hilfskräfte, welche mich bei den Experimenten sowie der Auswertung unterstützt haben:

- Wilhelm Zilke
- Fabian Gerlak
- Thomas Gross
- Moayad Shammout
- Alexander Schäfer
- Alex Intemann

9 Literaturverzeichnis

- [Abd03] Abdulstaar, M. A.; El-Danaf, E. A.; Waluyo, N. S.; Wagner, L.: Severe plastic deformation of commercial purity aluminum by rotary swaging: Microstructure evolution and mechanical properties. In *Materials Science and Engineering A*, 565, pp. 351–358, 2003.
- [Afr15] Afrasiab, M.; Afrasiab, H.; Movahhedy, M. R.; Faraji, G.: Design of the Die Profile for the Incremental Radial Forging Process. In *Transactions of Mechanical Engineering*, 39, M1, pp. 89–100, 2015.
- [Alm17] Almohallami, A.; Arghavani, M.; Böhmermann, F.; Freißer, H.; Herrmann, M.; Mousavi, A.; Schöler, S.; Scholz, P.; Tenner, J.; Teller, M.; Umlauf, G.; Wulff, D.; Yilkiran, D.; Maier, H. J.: How dry is dry? - A critical analysis of surface conditions used in dry metal forming. In *Dry Metal Forming OAJ FMT*, 3, pp. 90–94, 2017.
- [Ame07] Ameli, A.; Movahhedy, M. R.: A parametric study on residual stresses and forging load in cold radial forging process. In *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 33, 1-2, pp. 7–17, 2007.
- [Aru06] Arumugam, P. U.; Malshe, A. P.; Batzer, S. A.: Dry machining of aluminum–silicon alloy using polished CVD diamond-coated cutting tools inserts. In *Surface and Coatings Technology*, 200, 11, pp. 3399–3403, 2006.
- [Bas07] Basavarajappa, S.; Chandramohan, G.; Mahadevan, A.; Thangavelu, M.; Subramanian, R.; Gopalakrishnan, P.: Influence of sliding speed on the dry sliding wear behaviour and the subsurface deformation on hybrid metal matrix composite. In *Wear*, 262, 7-8, pp. 1007–1012, 2007.
- [Bat14] Bathe, R.; Sai Krishna, V.; Nikumb, S. K.; Padmanabham, G.: Laser surface texturing of gray cast iron for improving tribological behavior. In *Applied Physics A*, 117, 1, pp. 117–123, 2014.
- [Bay13] Bay, N. O.: New Tribo-systems for Cold Forming of Steel, Stainless Steel and Aluminium Alloys. In *Proceedings of 46th International Cold Forging Group (ICFG) Plenary Meeting*, 2013.
- [Bin10] Binhack, F.: Umformwerkzeug, insbesondere Knetwerkzeug. Internationales Patent, WO 2010/105826, 2010.
- [Bob15] Bobzin, K.; Brögelmann, T.; Kruppe, N. C.; Bastürk, S.; Klocke, F.; Mattfeld, P.; Trauth, D.: Tribological Behavior of (Cr_{1-x}Al_x)N/WSy PVD Tool Coatings for the Application in Dry Cold Forging of Steel. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 1, 2015.
- [Bob16] Bobzin, K.; Brögelmann, T.; Kruppe, N. C.; Arghavani, M.; Bastürk, S.; Klocke, F.; Mattfeld, P.; Trauth, D.; Hild, R.: HPPMS (Cr_{1-x}Al_x)N WSy Coatings for the Application in Dry Cold Forging of Steel: Sythesis and Raman Characterization. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 2, pp. 72–77, 2016.
- [Bob17] Bobzin, K.; Brögelmann, T.; Kruppe, N. C.; Arghavani, M.; Hoffmann, D. C.; Klocke, F.; Mattfeld, P.; Trauth, D.; Hild, R.: Mechanical and tribological characterization of

- self-lubricating (Cr1-xAlx)N coatings for deposition on complex-shaped forging tools. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 3, pp. 81–89, 2017.
- [Böh15a] Böhmermann, F.; Hasselbruch, H.; Herrmann, M.; Riemer, O.; Mehner, A.; Zoch, H.-W.; Kuhfuß, B.: Trockenrundkneten. Funktionalisierte Werkzeugoberflächen für eine schmierstofffreie Prozessauslegung. In *wt Werkstattstechnik online*, 105, 11/12, 2015.
- [Böh15b] Böhmermann, F.; Hasselbruch, H.; Herrmann, M.; Riemer, O.; Mehner, A.; Zoch, H.-W.; Kuhfuß, B.: Dry rotary swaging—approaches for lubricant free process design. In *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology*, 2, 4, pp. 325–331, 2015.
- [Böh17a] Böhmermann, F.; Riemer, O.: Development and application of a test rig for tribological investigations under impact loads. In *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 19, pp. 129–137, 2017.
- [Böh17b] Böhmermann, F.; Herrmann, M.; Riemer, O.; Kuhfuß, B.: Abrasive Particle Generation in Dry Rotary Swaging. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 3, pp. 1–6, 2017.
- [Böh18] Böhmermann, F.; Herrmann, M.; Riemer, O.; Kuhfuß, B.: Reducing Abrasive Particle Generation in Dry Rotary Swaging by Utilizing DLC Hard Coated Dies. In *MATEC Web of Conferences*, 190, p. 14011, 2018.
- [Bös18] Bösing, I.; Herrmann, M.; Bobrov, I.; Thöming, J.; Kuhfuß, B.; Epp, J.; Baune, M.: The influence of microstructure deformation on the corrosion resistance of cold formed stainless steel. In *MATEC Web of Conferences*, 190, p. 4002, 2018.
- [Bri10] Brinksmeier, E.; Riemer, O.; Twardy, S.: Tribological behavior of microstructured surfaces for micro forming tools. In *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50, 4, pp. 425–430, 2010.
- [Bro16] Brosius, A.; Mousavi, A.: Lubricant free deep drawing process by macro structured tools. In *CIRP Annals*, 65, 1, pp. 253–256, 2016.
- [Bru11] Bruder, E.; Görtan, M. O.; Groche, P.; Müller, C.: Severe Plastic Deformation by Equal Channel Angular Swaging. In *Materials Science Forum*, 667-669, pp. 103–107, 2011.
- [Cai09] Cai, W.; Mabon, J.; Bellon, P.: Crystallographic textures and texture transitions induced by sliding wear in bronze and nickel. In *Wear*, 267, 1-4, pp. 485–494, 2009.
- [Car06] Carlsson, P.; Olsson, M.: PVD coatings for sheet metal forming processes—a tribological evaluation. In *Surface and Coatings Technology*, 200, 14-15, pp. 4654–4663, 2006.
- [Cha18] Charni, D.; Ishkina, S.; Epp, J.; Herrmann, M.; Schenck, C.; Zoch, H.-W.; Kuhfuß, B.: Generation of residual stresses in rotary swaging process. In *MATEC Web of Conferences*, 04001, 2018.
- [Che11] Chen, X.; Peng, Z.; Fu, Z.; Wu, S.; Yue, W.; Wang, C.: Microstructural, mechanical and tribological properties of tungsten-gradually doped diamond-like carbon films

-
- with functionally graded interlayers. In *Surface and Coatings Technology*, 205, 12, pp. 3631–3638, 2011.
- [Cos07] Costa, H. L.; Hutchings, I. M.: Hydrodynamic lubrication of textured steel surfaces under reciprocating sliding conditions. In *Tribology International*, 40, 8, pp. 1227–1238, 2007.
- [Czy12] Czyzniewski, A.: Optimising deposition parameters of W-DLC coatings for tool materials of high speed steel and cemented carbide. In *Vacuum*, 86, 12, pp. 2140–2147, 2012.
- [Dal04] Dalla Torre, F.; Lapovok, R.; Sandlin, J.; Thomson, P. F.; Davies, C.H.J.; Pereloma, E. V.: Microstructures and properties of copper processed by equal channel angular extrusion for 1–16 passes. In *Acta Materialia*, 52, 16, pp. 4819–4832, 2004.
- [Deu09] Deutsches Institut für Normung e.V.: DIN 50125. Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben, 2009.
- [Doe86] Doege, E.: Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe. mit Fließkurven für 73 Werkstoffe und einer grundlegenden Einführung. Hanser Verlag München Wien, 1986.
- [Dör13] Dörr, F.; Liewald, M.; Ostrowski, J.; Werner, M.: Wässrige Kühlschmierstoffe beim Rundkneten. Untersuchungen zur Oberflächenqualität, Spülwirkung und Prozess-temperatur neuer Kühlschmierstoffe. In *wt Werkstattstechnik online*, 103, 4, 2013.
- [Epp11] Epp, J.; Surm, H.; Hirsch, T.; Hoffmann, F.: Residual stress relaxation during heating of bearing rings produced in two different manufacturing chains. In *Journal of Materials Processing Technology*, 211, 4, pp. 637–643, 2011.
- [Erd00] Erdemir, A.; Eryilmaz, O. L.; Fenske, G.: Synthesis of diamondlike carbon films with superlow friction and wear properties. In *Journal of Vacuum Science & Technology A: Vacuum, Surfaces, and Films*, 18, 4, pp. 1987–1992, 2000.
- [Fer97] Ferrasse, S.; Hartwig, K. T.; Goforth, R. E.; Segal, V. M.: Microstructure and properties of copper and aluminum alloy 3003 heavily worked by equal channel angular extrusion. In *Metallurgical and Materials Transactions A*, 28, 4, pp. 1047–1057, 1997.
- [Fra10] Franzen, V.; Witulski, J.; Brosius, A.; Trompeter, M.; Tekkaya, A. E.: Textured surfaces for deep drawing tools by rolling. In *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50, 11, pp. 969–976, 2010.
- [Fre16a] Freiße, H.; Langebeck, A.; Köhler, H.; Seefeld, T.; Vollertsen, F.: Investigations on dry sliding of laser clad aluminum bronze. In *Manufacturing Review*, 3, 13, 2016.
- [Fre16b] Freiße, H.; Langebeck, A.; Köhler, H.; Seefeld, T.: Dry strip drawing test on tool surfaces reinforced by hard particles. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 2, 2016.

- [Fre17] Freiße, H.; Hohenäcker, V.; Seefeld, T.; Vollertsen, F.: Laser generated tool surface out of metal matrix composite. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 3, pp. 41–44, 2017.
- [Gär96] Gärtner, R.: Kaltrundkneten. Erarbeitung und Erprobung einer rechnergestützten Wissensbasis zur Vorhersage der Umformkräfte beim Kaltrundkneten, Vorhaben Nr. 191, 1996.
- [Gär99] Gärtner, R.: Entwicklung einer optimierten Fertigungsstrategie für das Kaltrundkneten. In Diss. TU Darmstadt, 1999.
- [Gha03] Ghaei, A.; Movahhedy, M. R.; Karimi Taheri, A.: Study of the effects of die shape geometry on deformation in radial forging process without mandrel. In *AMME, Conference Proceedings*, pp. 1112–1114, 2003.
- [Gha05] Ghaei, A.; Movahhedy, M. R.; Taheri, A. K.: Study of the effects of die geometry on deformation in the radial forging process. In *Journal of Materials Processing Technology*, 170, 1-2, pp. 156–163, 2005.
- [Gha06] Ghaei, A.; Karimi Taheri, A.; Movahhedy, M. R.: A new upper bound solution for analysis of the radial forging process. In *International Journal of Mechanical Sciences*, 48, 11, pp. 1264–1272, 2006.
- [Gha07] Ghaei, A.; Movahhedy, M. R.: Die design for the radial forging process using 3D FEM. In *Journal of Materials Processing Technology*, 182, 1-3, pp. 534–539, 2007.
- [Gha08] Ghaei, A.; Movahhedy, M. R.; Karimi Taheri, A.: Finite element modelling simulation of radial forging of tubes without mandrel. In *Materials & Design*, 29, 4, pp. 867–872, 2008.
- [Ghi11] Ghiotti, A.; Bruschi, S.: Tribological behaviour of DLC coatings for sheet metal forming tools. In *Wear*, 271, 9-10, pp. 2454–2458, 2011.
- [Gör14] Görtan, M. O.: Severe plastic deformation of metallic materials by equal channel angular swaging: Theory, experiment and numerical simulation. In Dissertation, Technischen Universität Darmstadt, 2014.
- [Gra13] Grabon, W.; Koszela, W.; Pawlus, P.; Ochwat, S.: Improving tribological behaviour of piston ring–cylinder liner frictional pair by liner surface texturing. In *Tribology International*, 61, pp. 102–108, 2013.
- [Gra90] Grabianowski, A.: Einfluß der Rotation des Werkstückes auf die Verfestigungsverteilung beim Rundkneten. In *DRAHT*, 41, 12, pp. 1113–1116, 1990.
- [Gro07] Groche, P.; Fritsche, D.; Tekkaya, E. A.; Allwood, J. M.; Hirt, G.; Neugebauer, R.: Incremental Bulk Metal Forming. In *CIRP Annals*, 56, 2, pp. 635–656, 2007.
- [Gro11] Groche, P.; Moeller, N.; Hoffmann, H.; Suh, J.: Influence of gliding speed and contact pressure on the wear of forming tools. In *Wear*, 271, 9-10, pp. 2570–2578, 2011.
- [Has15] Hasselbruch, H.; Herrmann, M.; Mehner, A.; Zoch, H.-W.; Kuhfuss, B.: Development, characterization and testing of tungsten doped DLC coatings for dry rotary swaging. In *MATEC Web of Conferences*, 21, p. 8012, 2015.

-
- [Has17] Hasselbruch, H.; Herrmann, M.; Mehner, A.; Kuhfuss, B.; Zoch, H.-W.: Incremental dry forging - Interaction of W-DLC Coatings and Surface Structures for Rotary Swaging Tools. In *Procedia Manufacturing*, 8, pp. 541–548, 2017.
 - [Hau96] Haug, R.: Rundkneten im Vorschubverfahren. Zugl.: Stuttgart, Univ., Diss., DGM-Informationsges. Verl., Oberursel, 1996.
 - [Hei00] Heislitz, F.: Kraftbedarf beim Kaltrundkneten. Vorhaben Nr. 224. Vergleichende Untersuchungen des Kraftbedarfs beim Kaltrundkneten mit unterschiedlichen Maschinenkonzepten. Abschlussbericht. In *Forschungshefte. Forschungskuratorium Maschinenbau e. V. (FKM)*, 254, 2000.
 - [Hei01] Heislitz, F.: Optimierung des Axial-Radial-Umformens. Eine Verfahrenserweiterung des Rundknetens. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss, 2001. Shaker, Aachen, 2001.
 - [Hen13] Henningsdorfer Elektrostahlwerke GMBH: Prüfbescheinigung 3.1. S355J2C-00, 2013.
 - [Her13] Herbertz, R. et al. Eds.: *Massivumformung kurz und bündig*. Industrieverband Massivumformung, Hagen, 2013.
 - [Her15a] Herrmann, M.; Hasselbruch, H.; Böhmermann, F.; Kuhfuß, B.; Zoch, H.-W.; Mehner, A.; Riemer, O.: Potentials of dry rotary swaging. In *Dry metal forming open access journal fast manuscript track*, 1, pp. 63–71, 2015.
 - [Her15b] Herrmann, M.; Kuhfuss, B.; Schenck, C.: Dry Rotary Swaging - Tube Forming. In *Key engineering materials KEM*, 651/653 (2015), pp. 1042–1047, 2015.
 - [Her15c] Herrmann, M.; Schenck, C.; Kuhfuss, B.: FEM simulation of infeed rotary swaging with structured tools. In *MATEC Web of Conferences*, 21, p. 12003, 2015.
 - [Her15d] Herrmann, M.; Hasselbruch, H.; Böhmermann, F.; Kuhfuß, B.; Zoch, H.-W.: Dry rotary swaging. In *Dry metal forming open access journal fast manuscript track*, 1 (2015), pp. 96–102, 2015.
 - [Her16a] Herrmann, M.; Schenck, C.; Kuhfuss, B.: Dry Rotary Swaging with Structured Tools. In *Procedia CIRP*, 40, pp. 653–658, 2016.
 - [Her16b] Herrmann, M.; Mouri, E.; Ishkina, S.; Schenck, C.; Liu, Y.; Kuhfuß, B.: Werkstofffluss beim Rundkneten. In *Sächsische Fachtagung Umformtechnik*, 2016.
 - [Her17a] Herrmann, M.; Liu, Y.; Schenck, C.; Kuhfuss, B.; Ohlsen, I.: Evolution of heat in dry rotary swaging. In *AIP Conference Proceedings*, 1896, p. 80018, 2017.
 - [Her17b] Herrmann, M.; Schenck, C.; Kuhfuß, B.: Graded Structured Tools for Dry Rotary Swaging. In *ICMEN*, 2017, 2017.
 - [Her17c] Herrmann, M.; Böhmermann, F.; Hasselbruch, H.; Kuhfuss, B.; Riemer, O.; Mehner, A.; Zoch, H.-W.: Forming without Lubricant – Functionalized Tool Surfaces for Dry Forming Applications. In *Procedia Manufacturing*, 8, pp. 533–540, 2017.

-
- [Het14] Hetzner, H.: Systematische Entwicklung amorpher Kohlenstoffschichten unter Berücksichtigung der Anforderungen der Blechmassivumformung. In Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, 2014.
- [Ish15] Ishkina, S.; Kuhfuss, B.; Schenck, C.: Influence of the relative rotational speed on component features in micro rotary swaging. In MATEC Web of Conferences, 21, p. 9012, 2015.
- [Ish17] Ishkina, S.; Schenck, C.; Kuhfuss, B.; Mousmi, E.; Tobeck, K.: Eccentric rotary swaging. In International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, 18, 7, pp. 1035–1041, 2017.
- [Jac09] Jacobson, S.; Hogmark, S.: Surface modifications in tribological contacts. In Wear, 266, 3-4, pp. 370–378, 2009.
- [Jäh18] Jähnig, T.; Mousavi, A.; Lang, V.; Kunze, T.; Brosius, A.; Lasagni, A.: High-speed Direct Laser Interference Patterning of sheet metals for friction reduction in deep drawing processes. In Dry Metal Forming Open Access Journal, 4, pp. 62–67, 2018.
- [Jes08] Jeswiet, J.; Geiger, M.; Engel, U.; Kleiner, M.; Schikorra, M.; Duflou, J.; Neugebauer, R.; Bariani, P.; Bruschi, S.: Metal forming progress since 2000. In CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 1, 1, pp. 2–17, 2008.
- [Kat04] Kataoka, S.; Murakawa, M.; Aizawa, T.; Ike, H.: Tribology of dry deep-drawing of various metal sheets with use of ceramics tools. In Surface and Coatings Technology, 177-178, pp. 582–590, 2004.
- [Kie03] Kienhöfer, C.; Grupp, P.: Rundknettechnik Verfahren, Vorteile, Möglichkeiten. Verl. Moderne Industrie, Landsberg/Lech, 2003.
- [Klo05] Klocke, F.; Maßmann, T.; Gerschwiler, K.: Combination of PVD tool coatings and biodegradable lubricants in metal forming and machining. In Wear, 259, 7-12, pp. 1197–1206, 2005.
- [Klo15] Klocke, F.; Trauth, D.; Mattfeld, P.; Shirobokov, A.; Bobzin, K.; Brögelmann, T.; Bastürk, S.: Multiscale FE-Studies of Contact Stresses of Dry and Lubricated Shot Peened Workpiece Surfaces. In Dry Metal Forming Open Access Journal, 1, 2015.
- [Klo16] Klocke, F.; Hild, R.; Trauth, D.; Mattfeld, P.; Bobzin, K.; Brögelmann, T.; Kruppe, N.: Recommendations for Dry Forming of 16MnCr5 and 42CrMo4 in Cold Forging. In Dry Metal Forming Open Access Journal, 2, 2016.
- [Klo17] Klocke, F.; Hild, R.; Trauth, D.; Bobzin, K.; Brögelmann, T.; Kruppe, N.; Arghavani, M.: Trockenumformung von 42CrS4 mittels Vollvorwärtsfließpressen durch strukturierte Halbzeugoberflächen und selbstschmierende Werkzeugbeschichtungen. In Dry Metal Forming Open Access Journal, 3, pp. 7–12, 2017.
- [Klo18] Klocke, F.; Rafael Hild; Daniel Trauth; Kirsten Bobzin; Tobias Brögelmann; Nathan C. Kruppe; Dennis C. Hoffmann: Einfluss von Oberflächenstrukturierungen auf die Stempelkraft beim Vollvorwärtsfließpressen von 16MnCr5. In Dry Metal Forming Open Access Journal, 4, pp. 25–30, 2018.

-
- [Krü96] Krüssmann, M.: Rundkneten im Einstechverfahren. Prozessanalyse. Zugl.: Stuttgart, Univ., Diss., DGM-Informationsges. Verl., Oberursel, 1996.
 - [Kuh08] Kuhfuß, B.; Moumi, E.: Influence of the Feed rate on Work Quality in Micro Rotary Swaging. In 3rd International Conference on Micromanufacturing, 9th - 11th September, pp. 86–91, 2008.
 - [Kuh09a] Kuhfuß, B.; Moumi, E.: Manufacturing of micro components by means of plunge rotary swaging. In 9th International euspen Conference, June 2nd-June 5th, 2009.
 - [Kuh09b] Kuhfuß, B.; Moumi, E.; Piwek, V.: Vergleich charakteristischer Einflussgrößen beim Mikro- und Makrorundkneten. In 4. Kolloquium Mikroproduktion, 2009.
 - [Kuh11] Kuhfuß, B.; Piwek, V.; Moumi, E.: Load measurement during rotary swaging of micro components using strain gauges. In The 6th International Conference on Micromanufacturing, 07.-10.03.11, 2011.
 - [Kuh13] Kuhfuß, B.; Moumi, E.: Incremental forming. In Micro metal forming, pp. 104–113, 2013.
 - [Küh16] Kühn, R.; Prieske, M.; Zeidler, H.; Schubert, A.; Vollertsen, F.: Lokale Beeinflussung der Oberflächenrauheit von Silizium dotiertem CVD-Diamant durch funkenerosive Mikrobearbeitung. In Dry Metal Forming Open Access Journal, 2, 2016.
 - [Kuh98] Kuhfuß, B.: Hollow drive shafts - a contribution towards weight and cost reduction in automotive construction. In Automotive Technology International, 1998.
 - [Kun16] Kunze, T.; Mousavi, A.; Stucky, T.; Böttcher, F.; Roch, T.; Brosius, A.; Lasagni, A.: Tribological Optimization of Dry Forming Tools. In Dry Metal Forming Open Access Journal, 2, pp. 78–82, 2016.
 - [Lah76] Lahoti, G. D.; Altan, T.: Analysis of the Radial Forging Process for Manufacturing Rods and Tubes. In Journal of Engineering for Industry, 98, 1, pp. 265–271, 1976.
 - [Lie15] Liewald, M.; Hirth, T.; Singer, M.; Feuer, A.; Zahedi, E.; Umlauf, G.; Graf, T.: Tribosysteme für die Kaltumformung auf der Basis von flüchtigen Schmiermedien und laserstrukturierten Oberflächen. In Dry Metal Forming Open Access Journal, 1, pp. 22–33, 2015.
 - [Lim07] Lim, S. J.; Choi, H. J.; Na, K. H.; Lee, C. H.: Dimensional Characteristics of Products Using Rotary Swaging Machine with Four-Dies. In Solid State Phenomena, 124-126, pp. 1645–1648, 2007.
 - [Liu17] Liu, Y.; Herrmann, M.; Schenck, C.; Kuhfuss, B.: Plastic deformation history in in-feed rotary swaging process. In AIP Conference Proceedings, 18969, p. 80013, 2017.
 - [Liu18a] Liu, Y.; Herrmann, M.; Schenck, C.; Kuhfuß, B.: Axial and Radial Material Flow Analysis in Infeed Rotary Swaging. In MATEC Web of Conferences, 04003, 2018.
 - [Liu18b] Liu, Y.; Herrmann, M.; Schenck, C.; Kuhfuß, B.: Plastic Deformation Components in Mandrel Free Infeed Rotary Swaging of Tubes. In ICRAFT/SFU/AutoMetForm 2018, 2018.

-
- [Mac00] Macdougall, D.: Determination of the Plastic Work Converted to Heat Using Radiometry. In *Experimental Mechanics*, 40, 3, pp. 298–306, 2000.
- [Mac11] Macherauch, E.; Zoch, H.-W.: *Praktikum in Werkstoffkunde. 91 ausführliche Versuche aus wichtigen Gebieten der Werkstofftechnik*. Vieweg+Teubner Verlag / Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH Wiesbaden, Wiesbaden, 2011.
- [Mak17] Makhkamov, A.; Wagre, D.; Baptista, A. M.; Santos, A. D.; Malheiro, L.: Tribology testing to friction determination in sheet metal forming processes. In *Ciência & Tecnologia dos Materiais*, 29, 1, e249-e253, 2017.
- [Mer16] Merklein, M.; Schmidt, M.; Tremmel, S.; Andreas, K.; Häfner, T.; Zhao, R.; Steiner, J.: Tailored modifications of amorphous carbon based coatings for dry deep drawing. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 2, pp. 25–39, 2016.
- [Mou11] Mousavi, E.; Kuhfuß, B.; Piwek, V.: Potenzial der Trockenbearbeitung beim Mikrorundkneten. In *DFG-Kolloquium Mikroproduktion*, 11.-12.10.2011, Karlsruhe, 2011.
- [Mou14a] Mousavi, A.; Schomäcker, M.; Brosius, A.: Macro and Micro Structuring of Deep Drawing's Tools for Lubricant Free Forming. In *Procedia Engineering*, 81, pp. 1890–1895, 2014.
- [Mou14b] Mousavi, E.; Ishkina, S.; Kuhfuss, B.; Hochrainer, T.; Struss, A.; Hunkel, M.: 2D-simulation of Material Flow During Infeed Rotary Swaging Using Finite Element Method. In *Procedia Engineering*, 81, pp. 2342–2347, 2014.
- [Mou16] Mousavi, E.; Herrmann, M.; Schenck, C.; Kuhfuß, B.; Grelak, F.: Material Flow in Micro and Macro Rotary Swaging. In *International Symposium on Green Manufacturing and Applications*, 2016.
- [Mou18] Mousavi, E.; Herrmann, M.; Schenck, C.; Kuhfuß, B.: High productivity micro rotary swaging. In *MATEC Web of Conferences*, 15002, 2018.
- [Mur04] Murakawa, M.; Jin, M.; Hayashi, M.: Study on semidry/dry wire drawing using DLC coated dies. In *Surface and Coatings Technology*, 177-178, pp. 631–637, 2004.
- [Neu06] Neugebauer, R.; Altan, T.; Geiger, M.; Kleiner, M.; Sterzing, A.: Sheet metal forming at elevated temperatures. In *CIRP Annals*, 55, 2, pp. 793–816, 2006.
- [Ort82] Ortner, B.; Grabianowski, A.; Danda, A.: Härteverteilung in rundgehämmerten Aluminiumstäben. In *ALUMINIUM*, 58, 11, pp. 657–659, 1982.
- [Osa00] Osakada, K.; Matsumoto, R.: Fundamental Study of Dry Metal Forming with Coated Tools. In *CIRP Annals*, 49, 1, pp. 161–164, 2000.
- [Pan13] Pantalé, O.; Gueye, B.: Influence of the Constitutive Flow Law in FEM Simulation of the Radial Forging Process. In *Journal of Engineering*, 2013, 1–3, pp. 1–8, 2013.
- [Pau84a] Paukert, R.: Stofffluß beim Radialumformen Teil I. In *DRAHT*, 35, 3, pp. 108–111, 1984.
- [Pau84b] Paukert, R.: Stofffluß beim Radialumformen Teil II. In *DRAHT*, 35, 4, pp. 159–162, 1984.

-
- [Pet99] Petuelli, G.; Blum, G.: Minimalmengenschmierung beim Bohren und Gewindebohren in Messing, 1999.
 - [Phi15] Philipp Tröber; Roland Golle; Wolfram Volk: Thermoelectric currents and their impact on wear behavior of punches during embossing operations. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 1, pp. 103–107, 2015.
 - [Piw07] Piwek, V.: Verhalten und Optimierung eines direkt angetriebenen Vorschubsystems bei impulsförmiger Belastung. Zugl.: Bremen, Univ., Diss., 2006. Shaker, Aachen, 2007.
 - [Pri14] Priarone, P. C.; Robiglio, M.; Settineri, L.; Tebaldo, V.: Milling and Turning of Titanium Aluminides by Using Minimum Quantity Lubrication. In *Procedia CIRP*, 24, pp. 62–67, 2014.
 - [Pri15] Prieske, M.: Messung der Oberflächenrauheit mit dem Laserscanningmikroskop nach ISO 25178. Ringtest SPP 1676, 2015.
 - [Pri18] Prieske, M.; Vollertsen, F.: Force-displacement motions of a lubricated and dry tapering process of an AlMgSi1 alloy. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 4, pp. 59–61, 2018.
 - [Prü17] Prünte, S.; Music, D.; Schneider, J. M.; Teller, M.; Hirt, G.; Mutin, P. H.; Ramanath, G.: Decreasing friction during Al cold forming using a nanomolecular layer. In *Journal of Vacuum Science & Technology A: Vacuum, Surfaces, and Films*, 35, 2, p. 20605, 2017.
 - [Ram10] Ramezani, M.; Ripin, Z. M.: A friction model for dry contacts during metal-forming processes. In *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 51, 1-4, pp. 93–102, 2010.
 - [Rau92] Rauschnabel, E.; Schmidt, V.: Modern applications of radial forging and swaging in the automotive industry. In *Journal of Materials Processing Technology*, 35, pp. 371–383, 1992.
 - [Rei02] Reich, S.; Böswetter, G.: Trockenbearbeitung - Möglichkeiten und Grenzen einer Technologie. In *Verein Deutscher Ingenieure*, 2002.
 - [Ron06] Rong, L.; Nie, Z.; Zuo, T.: FEA modeling of effect of axial feeding velocity on strain field of rotary swaging process of pure magnesium. In *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 16, 5, pp. 1015–1020, 2006.
 - [Roß15a] Roß, I.; Temmler, A.; Willenborg, E.; Teller, M.: Investigation of the influence of laser surface modifications on the adhesive wear behavior in dry cold extrusion of aluminium. In *Lasers in manufacturing 2015*, 2015.
 - [Roß15b] Roß, I.; Temmler, A.; Poprawe, R.; Teller, M.; Hirt, G.; Prünte, S.: Untersuchung zur Oberflächenmodifikation mittels Laserpolieren für das schmiermittelfreie Kaltfließpressen von Aluminium. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 1, 2015.
 - [San07] Sanjari, M.; Karimi Taheri, A.; Ghaei, A.: Prediction of neutral plane and effects of the process parameters in radial forging using an upper bound solution. In *Journal of Materials Processing Technology*, 186, 1-3, pp. 147–153, 2007.

- [Sch08] Schultrich, B.; Weihnacht, V.: Tribologisches Verhalten von harten und superharten Kohlenstoffschichten. In *Vakuum in Forschung und Praxis*, 20, 1, pp. 12–17, 2008.
- [Sch14] Schwander, M.; Füller, D.; Köhler, H.; Feuerhahn, F.; da Silva, M. D.; Prieske, M.; Vollertsen, F.: Pre-selection of laser-processed materials for dry forming tools by means of a dry oscillating ball-on-disc test. In *Production Engineering*, 8, 5, pp. 603–611, 2014.
- [Sch84] Schätzle, W.: Rundkneten von Vollquerschnitten. In *DRAHT*, 35, 5, pp. 200–203, 1984.
- [Sei14] Seidel, W. W.; Hahn, F.: *Werkstofftechnik. Werkstoffe - Eigenschaften - Prüfung - Anwendung*. Hanser, München, 2014.
- [Sem96] Semiatin, S. L.: *Forming and forging*. American Society for Metals, Metals Park, Ohio, 1996.
- [Sim18] Simula: *Abaqus User's Guide*, 2018.
- [Sin15] Singer, M.; Liewald, M.: Evaluation of Different Influencing Factors in Dry Sheet Metal Forming with Vaporizing CO₂ Used as Lubricant. In *Applied Mechanics and Materials*, 794, pp. 53–58, 2015.
- [Ska11] Skakun, P.; Kačmarčík, I.; Pepelnjak, T.; Lužanin, O.; Ivanišević, A.; Milutinović, M.: Comparison of Conventional and New Lubricants for Cold Forming. In *34th International Conference on Production Engineering, ICPE*, 2011.
- [Son06] Song, R.; Ponge, D.; Raabe, D.; Speer, J. G.; Matlock, D. K.: Overview of processing, microstructure and mechanical properties of ultrafine grained bcc steels. In *Materials Science and Engineering: A*, 441, 1-2, pp. 1–17, 2006.
- [Son17] Song, J.; Liu, T.; Shi, H.; Yan, S.; Liao, Z.; Liu, Y.; Liu, W.; Peng, Z.: Time-frequency analysis of the tribological behaviors of Ti6Al4V alloy under a dry sliding condition. In *Journal of Alloys and Compounds*, 724, pp. 752–762, 2017.
- [Sui12] Sui, W.; Zhang, D.: Four Methods for Roundness Evaluation. In *Physics Procedia*, 24, pp. 2159–2164, 2012.
- [Tam10] Tamaoki, K.; Manabe, K.-i.; Kataoka, S.; Aizawa, T.: Electroconductive ceramic tooling for dry deep drawing. In *Journal of Materials Processing Technology*, 210, 1, pp. 48–53, 2010.
- [Tan02] Tan, X.: Comparisons of friction models in bulk metal forming. In *Tribology International*, 35, 6, pp. 385–393, 2002.
- [Tau98] Taube, K.: Carbon-based coatings for dry sheet-metal working. In *Surface and Coatings Technology*, 98, pp. 976–984, 1998.
- [Tel15] Teller, M.; Bambach, M.; Hirt, G.; Roß, I.; Temmler, A.; Poprawe, R.; Bolvardi, H.; Prünte, S.; Schneider, J. M.: Methodik zur Entwicklung von interaktionsminimierten Oberflächen-schichten für das schmiermittelfreie Kaltfließpressen von Aluminium. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 1, pp. 34–41, 2015.

-
- [Tel17a] Teller, M.; Hirt, G.; Roß, I.; Temmler, A.; Poprawe, R.; Prünte, S.; Schneider, J. M.: Konzept zur Bearbeitung und tribologischen Prüfung von Fließpressmatrizen für das Trockenumformen von Aluminium. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 3, pp. 73–80, 2017.
 - [Tel17b] Teller, M.; Prünte, S.; Ross, I.; Temmler, A.; Schneider, J. M.; Hirt, G.: Tribological investigations of the applicability of surface functionalization for dry extrusion processes. In *AIP Conference Proceedings*, 1896, p. 140001, 2017.
 - [Tem17] Temmler, A.; Roß, I.; Cortina, M.; Poprawe, R.: Oberflächenfunktionalisierung des Werkstoffs 1.2379 mittels Randschichtumschmelzen mit Laserstrahlung zur Entwicklung von angepassten Oberflächentopographien für das schmiermittelfreie Kaltfließpressen von Aluminium. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 3, pp. 62–72, 2017.
 - [Ten18] Tenner, J.; Häfner, T.; Rothhammer, B.; Krachenfels, K.; Zhao, R.; Schmidt, M.; Tremmel, S.; Merklein, M.: Influence of laser generated micro textured coated tool surfaces on dry deep drawing processes. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 4, pp. 35–46, 2018.
 - [Trö15] Tröber, P.; Golle, R.; Volk, W.: Influence of lubrication on the measured thermoelectric volt-age and temperature in the forming zone when embossing S355MC. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 1, 17- 21, 2015.
 - [Uhl64] Uhlig, A.: Untersuchungen über die Bewegungen und Kräfte beim Rundkneten. Dissertation. na, 1964.
 - [Uhl67] Uhlig, A.: Über die Maß. und Formgenauigkeit heim Rundkneten von Außenformen. In *Werkstatt und Betrieb*, 100, 2, pp. 91–96, 1967.
 - [Vol06] Vollertsen, F.; Hu, Z.: Tribological Size Effects in Sheet Metal Forming Measured by a Strip Drawing Test. In *Annals of the CIRP*, 55, 1, pp. 291–294, 2006.
 - [Vol14] Vollertsen, F.; Schmidt, F.: Dry metal forming: Definition, chances and challenges. In *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology*, 1, 1, pp. 59–62, 2014.
 - [Web06] Weber, M.; Bewilogua, K.; Thomsen, H.; Wittorf, R.: Influence of different interlayers and bias voltage on the properties of a-C:H and a-C:H:Me coatings prepared by reactive d.c. magnetron sputtering. In *Surface and Coatings Technology*, 201, 3-4, pp. 1576–1582, 2006.
 - [Wei07] Weißbach, W.; Dahms, M.: *Werkstoffkunde. Strukturen, Eigenschaften, Prüfung ; mit 245 Tabellen*. Vieweg, Wiesbaden, 2007.
 - [Wei08] Weihnacht, V.; Brückner, A.; Bräunling, S.: ta-C beschichtete Werkzeuge für die Trockenumformung von Aluminiumblechen. In *Vakuum in Forschung und Praxis*, 20, 3, pp. 6–10, 2008.
 - [Wei99] Weinert, K.: *Trockenbearbeitung und Minimalmengen Kühlschmierung Einsatz in der spanenden Fertigungstechnik*. Springer, Berlin, 1999.

-
- [Wel18] Welm, M.: Schmierstofffreies Umformen durch Beeinflussung thermoelektrischer Ströme, Braunschweig, 2018.
- [Wil01] Willing, A.: Lubricants based on renewable resources – an environmentally compatible alternative to mineral oil products. In *Chemosphere*, 43, 1, pp. 89–98, 2001.
- [Wör18] Wörz, C.; Reichardt, G.; Liewald, M.; Zahedi, E.; Weber, R.; Graf, T.: Dry deep drawing of a rectangular cup assisted by volatile media injected from laser-drilled microholes. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 4, pp. 1–8, 2018.
- [Wu04] Wu, P.; Du, H. M.; Chen, X. L.; Li, Z. Q.; Bai, H. L.; Jiang, E. Y.: Influence of WC particle behavior on the wear resistance properties of Ni–WC composite coatings. In *Wear*, 257, 1-2, pp. 142–147, 2004.
- [Wu14] Wu, Y.; Dong, X.; Yu, Q.: An upper bound solution of axial metal flow in cold radial forging process of rods. In *International Journal of Mechanical Sciences*, 85, pp. 120–129, 2014.
- [Wu15] Wu, Y.; Dong, X.; Yu, Q.: Upper bound analysis of axial metal flow inhomogeneity in radial forging process. In *International Journal of Mechanical Sciences*, 93, pp. 102–110, 2015.
- [Wul15] Wulff, D.; Yilkiran, D.; Holländer, U.; Lützenkirchen-Hecht, U.; Wagner, R.; Hübner, S.; Möhwald, K.; Maier, H. J.; Behrens, B.-A.: Selective oxidation of 1.2379 tool steel surfaces – an approach for Dry Metal Forming. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 1, pp. 72–78, 2015.
- [Yan12] YANG, W.-p.; GUO, X.-f.; YANG, K.-j.: Low temperature quasi-superplasticity of ZK60 alloy prepared by reciprocating extrusion. In *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 22, 2, pp. 255–261, 2012.
- [Yil17] Yilkiran, D.; Wulff, D.; Özkaya, F.; Hübner, S.; Holländer, U.; Maier, H. J.; Behrens, B.-A.: Wear Testing of Thermally Oxidised Tool Steel Specimens with alpha-Fe₂O₃ Layers. In *Dry Metal Forming Open Access Journal*, 3, pp. 45–49, 2017.
- [Zha14] Zhang, Q.; Jin, K.; mu, D.; Ma, P.; Tian, J.: Rotary Swaging Forming Process of Tube Workpieces. In *Procedia Engineering*, 81, pp. 2336–2341, 2014.